

TESIS CARRERA DE MAESTRÍA EN INGENIERÍA

**ANÁLISIS DETERMINISTA DE EVENTOS MÁS ALLÁ
DE LA BASE DE DISEÑO EN REACTORES
EXPERIMENTALES DE BAJA POTENCIA. CASO DE
APLICACIÓN: RA1**

Enzo Fabricio Beretta
Maestrando

Mg. Roberto Hilal
Director

Mg. Federico Mezzio
Co-director

Ing. Sergio Papadakis
Asesor

17 de Diciembre de 2019

Lugar de trabajo - Centro Atómico Bariloche

Instituto Balseiro
Universidad Nacional de Cuyo
Comisión Nacional de Energía Atómica
Argentina

A mi familia

Índice de símbolos

APS	Análisis Probabilista de Seguridad
ARN	Autoridad Regulatoria Nuclear
BC	Barra de Control
BNCT	<i>Boron Neutron Capture Therapy</i> ,Terapia de Captura de Neutrones por Boro
CAB	Centro Atómico Bariloche
CAC	Centro Atómico Constituyentes
CCFL	<i>Countercurrent flow limitation</i> , limitación por flujo en contracorriente
CHF	<i>Critical Heat Flux</i> , Flujo crítico de calor
CNEA	Comisión Nacional de Energía Atómica
EBD	Eventos Base de Diseño
EECC	Elementos Combustibles
EIP	Eventos Inicantes Postulados
EMABD	Evento Más Allá de la Base de Diseño
EOP	Eventos Operacionales Previstos
GRyCN	Gerencia de Reactores y Centrales Nucleares
LOCA	<i>Loss of Coolant Accidents</i> , Accidentes por Pérdida de Refrigerante
LOFA	<i>Loss of Flow Accidents</i> , Accidentes por Pérdida de Caudal
LOHS	<i>Loss of Heat Sink Accidents</i> , Accidentes por Pérdida de Fuente Fría
MBO	Margen al flujo crítico de quemado (<i>Burn Out</i>)
MONB	Margen al inicio de la ebullición nucleada, (<i>Onset of Nucleate Boiling</i>)
OIEA	Organismo Internacional de Energía Atómica
PA	Placa Absorbente
PRE	Pileta del Reactor
PRI	Circuito de Refrigeración Primario
RIA	<i>Reactivity Insertion Accidents</i> , Accidentes por Inserción de Reactividad
T	Temperatura

Índice de contenidos

Índice de símbolos	v
Índice de contenidos	vii
Índice de figuras	xi
Índice de tablas	xv
Resumen	xvii
Abstract	xix
1. Introducción	1
1.1. Breve reseña histórica del RA1	1
1.2. Perspectiva actual	1
1.3. Reactores experimentales en Argentina	2
1.4. Motivación	3
1.5. Objetivo	4
2. Bases para el análisis de seguridad nuclear	5
2.1. Análisis de seguridad nuclear	5
2.2. Definiciones pertinentes	6
2.3. Defensa en profundidad	6
2.4. Categorización de eventos	7
2.5. Eventos iniciantes postulados para el RA1	7
2.6. Criterios de aceptación	9
2.6.1. Criterio de aceptación básico	9
2.6.2. Criterios de aceptación específicos	9
2.6.3. Determinación del CHF	11
2.6.4. Determinación de la temperatura de ONB	14
3. Descripción de la instalación	17
3.1. Estructuras del reactor	17

3.1.1. La grilla	18
3.1.2. Pileta del Reactor	19
3.1.3. Reflector	19
3.1.4. Blindaje	19
3.2. Núcleo	20
3.3. Elementos combustibles	20
3.4. Barras de control	21
3.5. Sistema de refrigeración	21
3.5.1. Circuito de refrigeración primario	22
3.5.2. Circuito de refrigeración secundario	23
3.6. Señales de trip del reactor	23
4. Código de cálculo empleado y modelo desarrollado	25
4.1. Código de cálculo RELAP	25
4.2. Descripción del modelo	27
4.2.1. Pileta del Reactor	27
4.2.2. Circuito de refrigeración primario	28
4.2.3. Núcleo	31
4.2.4. Modelado de la cinética del núcleo del reactor	38
4.2.5. Sistema de extinción	39
4.3. Modelos de planta	40
5. Verificación del modelo	43
5.1. Medición de coeficientes de reactividad en el reactor RA-1	43
5.2. Simulación de la experiencia	44
5.3. Resultados	44
6. Análisis de transitorios	51
6.1. Estado estacionario	51
6.2. Extracción inadvertida de la placa absorbente más pesada	52
6.2.1. Descripción del evento	52
6.2.2. Simulaciones	54
6.2.3. Resultados RIA	54
6.3. Pérdida de suministro eléctrico	68
6.3.1. Resultados LOFA	69
6.4. Falla total del Secundario	80
6.4.1. Resultados LOHS	81

7. Conclusiones	93
7.1. Modelado	93
7.2. Transitorios analizados	93
7.3. Conclusiones finales	94
Referencias	96
Agradecimientos	97

Índice de figuras

2.1. Resultados experimentales obtenidos por Mishima e Ishii [8].	12
2.2. Comparación de la correlación de Mishima-Ishii con los resultados experimentales obtenidos en [7].	12
3.1. Fotografía de la grilla del RA-1.	18
3.2. Esquema de la grilla del núcleo y reflectores internos. Los círculos rellenos representan posiciones de irradiación.	20
3.3. Esquema de un elemento combustible del RA-1. 1-Material combustible: UO ₂ -C, 2-Aislante: C, 3-Vaina: Al, 4-Cabeza de barra: Al.	21
3.4. Esquema del circuito primario del RA-1.	22
4.1. Nodalización de la PRE del RA-1.	28
4.2. Nodalización del PRI del RA-1.	28
4.3. Nodalización de las tuberías de entrada y salida de la PRE.	29
4.4. Detalle de penetraciones de la PRE.	29
4.5. Detalle de bombas y tuberías asociadas.	30
4.6. Nodalización del intercambiador de calor del PRI.	30
4.7. Esquema de canales nodalizados para el núcleo (ejemplo con 2 CP).	31
4.8. Esquema del camino recorrido por el refrigerante en el núcleo.	32
4.9. Nodalización de un canal de rebalse (Rb1).	33
4.10. Esquema de la ubicación de los reflectores internos.	34
4.11. Esquema de los componentes de entrada y salida del núcleo.	35
4.12. Esquema de las nodalizaciones propuestas.	36
4.13. Nodalización del núcleo con 2 CP.	36
4.14. Nodalización del núcleo con 4 CP.	37
4.15. Nodalización del núcleo con 8 CP.	37
4.16. Nodalización modificada del núcleo con 8 CP.	38
4.17. Reactividad insertada por el Sistema de Extinción.	39
4.18. Nodalización 0 del reactor, núcleo con 2 CP.	40
4.19. Nodalización 1 del reactor, núcleo con 4 CP.	41
4.20. Nodalización 2a del reactor, núcleo con 8 CP.	41

4.21. Nodalización 2b del reactor, núcleo con 8 CP modificado.	42
5.1. Comparación, modelo de 2 CP.	45
5.2. Comparación, modelo de 4 CP.	45
5.3. Comparación, modelo de 8 CP.	46
5.4. Comparación, modelo 8 CP modificado.	46
5.5. Comparación de resultados, modelos de 2 CP, 4 CP, 8 CP y 8 CP mo- dificado.	47
5.6. Comparación, modelos de 2, 4, 8 CP y 8 CP modificado.	48
5.7. Reactividades insertadas por cambios en el moderador y combustible. .	48
5.8. Efecto del factor de ensuciamiento en la realimentación de reactividades.	49
5.9. Efecto del factor de ensuciamiento en la reactividad total.	49
6.1. Reactividad insertada por la extracción de la PA más pesada.	53
6.2. Reactividad insertada por la extracción de la PA más pesada.	53
6.3. Evolución de la potencia, RIA.	55
6.4. Evolución de la potencia, detalle a corto plazo, RIA.	55
6.5. Evolución de la reactividad, RIA.	56
6.6. Realimentaciones de reactividad, RIA.	56
6.7. Realimentaciones de reactividad, detalle RIA.	56
6.8. Temperatura media de moderador en el núcleo, pesada de dos formas para el modelo de 8 CP, detalle RIA.	57
6.9. Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle RIA.	58
6.10. Densidad media de moderador en el núcleo, detalle RIA.	58
6.11. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 50$ s, RIA.	59
6.12. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 90$ s, RIA.	59
6.13. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 145$ s, RIA.	59
6.14. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 400$ s ,RIA.	60
6.15. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 1200$ s, RIA.	60
6.16. Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP , RIA.	61
6.17. Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP modificado , RIA.	62
6.18. Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP , RIA.	62
6.19. Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP modificado , RIA.	63
6.20. Flujo de calor máximo en el canal caliente, RIA.	64
6.21. Margen al Burn Out, RIA.	64
6.22. Margen al Burn Out, detalle a corto plazo, RIA.	64
6.23. Indicador del comienzo de la ebullición nucleada, RIA.	65

6.24. Indicador del comienzo de la ebullición nucleada, detalle a corto plazo, RIA.	66
6.25. Fracción de vacío en el nodo más caliente, RIA.	66
6.26. Fracción de vacío en el nodo más caliente, detalle a corto plazo, RIA.	66
6.27. Energía depositada en el nodo más caliente del CC.	67
6.28. Potencia, LOFA.	70
6.29. Potencia, detalle a corto plazo, LOFA.	70
6.30. Reactividad total, detalle a corto plazo, LOFA.	70
6.31. Reactividades insertadas por densidad de moderador y temperatura de combustible y reflector, detalle a corto plazo, LOFA.	71
6.32. Caudal másico por el intercambiador de calor, detalle a corto plazo, LOFA.	72
6.33. Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOFA.	72
6.34. Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.	72
6.35. Densidad media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.	73
6.36. Caudal entre PRE y núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.	73
6.37. Temperatura media de refrigerante en la PRE, detalle a corto plazo, LOFA.	73
6.38. Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 10$ s, LOFA.	74
6.39. Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 75$ s, LOFA.	74
6.40. Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 1200$ s, LOFA.	75
6.41. Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 5$ h, LOFA.	75
6.42. Distribución de temperatura a $t = 75$ s, Noda_2a, LOFA.	76
6.43. Distribución de temperatura a $t = 75$ s, Noda_2b, LOFA.	76
6.44. Flujo de calor máximo en el canal caliente, detalle a corto plazo, LOFA.	77
6.45. Margen al CHF, detalle a corto plazo, LOFA.	77
6.46. Temperatura media de moderador en el núcleo, LOFA.	78
6.47. Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOFA.	78
6.48. Potencia, LOHS.	81
6.49. Potencia, detalle a corto plazo, LOHS.	82
6.50. Reactividad total, detalle a corto plazo, LOHS.	82
6.51. Salto térmico en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.	83
6.52. Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.	83
6.53. Densidad media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.	84
6.54. T de vaina en el nodo más exigido del CC, detalle a corto plazo, LOHS.	84
6.55. Caudal entre PRE y núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.	84
6.56. Temperatura media en la PRE, detalle a corto plazo, LOHS.	85

6.57. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 50$ s, LOHS.	85
6.58. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 250$ s, LOHS.	86
6.59. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 3$ h, LOHS.	86
6.60. Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 5$ h, LOHS.	86
6.61. Distribución de temperatura a $t = 250$ s, Noda_2a, LOHS.	87
6.62. Distribución de temperatura a $t = 250$ s, Noda_2b, LOHS.	87
6.63. Flujo de calor máximo en el canal caliente, detalle a corto plazo, LOHS.	88
6.64. Margen al CHF, detalle a corto plazo, LOHS.	88
6.65. Temperatura media de moderador en el núcleo, LOHS.	89
6.66. Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOHS.	89
6.67. Evolución de reactividad utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.	90
6.68. Evolución de potencia utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.	90
6.69. Potencia integrada utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.	90

Índice de tablas

1.1. Reactores experimentales en Argentina	3
2.1. Eventos iniciantes propuestos para el análisis de seguridad del RA1 . . .	8
2.2. Eventos iniciantes analizados	9
2.3. Parámetros primarios y secundarios establecidos para el RA1.	11
3.1. Características de la PRE relevantes para el modelado.	19
3.2. Señales de extinción del reactor RA-1.	23
4.1. Coeficientes de cinética puntual utilizados en la nodalización.	38
4.2. Retardos utilizados para las señales de extinción del reactor.	40
5.1. Coeficientes de reactividad utilizados para la simulación de la experiencia de inserción de reactividad en el RA-1.	44
6.1. Parámetros observados para el ajuste del estado estacionario	52
6.2. Resultados del evento de extracción de la PA más pesada con falla de la extinción.	68
6.3. Resumen de resultados, evento LOFA.	80
6.4. Resumen de resultados, evento LOHS.	91

Resumen

En el presente trabajo de tesis se desarrolló un modelo del reactor RA1 mediante el cual se analizaron Eventos Más Allá de la Base de Diseño en dicha instalación. El principal objetivo perseguido fue la capacitación y perfeccionamiento en la técnica de análisis determinista de seguridad nuclear. Dado que el RA1 se encuentra en un proceso de renovación de licencia operativa, se espera que este trabajo resulte en una contribución valiosa al análisis de seguridad nuclear de la instalación.

El modelo de planta se construyó de acuerdo a la información geométrica y operativa del reactor, con el fin de ser utilizado con el código termohidráulico RELAP5 3.3gl. Se consideraron las características particulares del reactor para definir los parámetros a evaluar en el análisis de resultados. Se modelaron los componentes más relevantes de la instalación: núcleo del reactor con sus reflectores internos, la pileta del reactor, el tanque separador ubicado dentro de la pileta, y el sistema de refrigeración. La neutrónica se incluyó a través de los parámetros de cinética puntual teniendo en cuenta el sistema de extinción del reactor y las realimentaciones de reactividad debido a cambios en la temperatura de combustible y reflector, y en la densidad de moderador.

Debido a la característica de núcleo abierto del reactor se consideró útil la discretización del núcleo en varias zonas, construyendo de hecho cuatro modelos de núcleo, los cuales fueron contrastados con una experiencia de inserción de reactividad llevada a cabo en el reactor. Esta comprobación permitió inferir una buena capacidad del modelo para representar el acople termohidráulico y neutrónico de la instalación.

Posteriormente se simularon tres eventos más allá de base de diseño: extracción inadvertida de la placa absorbente más pesada, pérdida de suministro eléctrico y falla total del secundario. El análisis de dichas simulaciones permite concluir que, frente a estos eventos, el reactor se mantiene refrigerado adecuadamente mediante la actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad. Un resultado destacable fue la influencia del modelado del núcleo del reactor en la etapa más exigente del evento RIA, en la cual se vio que a mayor discretización se predice una potencia máxima mayor. Otra información valiosa que se desprende del análisis de los transitorios, es el impacto que tiene la nodalización de la parte superior del núcleo en la predicción de la convección establecida entre el núcleo y la pileta del reactor. La herramienta de visualización espacial actualmente en desarrollo en la Sección Seguridad de Reactores

Experimentales del CAB resultó de gran utilidad en el análisis de este efecto.

Palabras clave: ANÁLISIS DETERMINISTA DE SEGURIDAD NUCLEAR, REACTORES EXPERIMENTALES

Abstract

In the present thesis work an analysis of Beyond Design Basis Accidents on the RA1 Reactor was carried out using a model developed with that end. The main goal was to train on the nuclear safety deterministic analysis technique. Since the RA1 reactor is currently on a license renewal process, this work is expected to contribute to the safety analysis of the facility.

The plant model for the thermal-hydraulic code RELAP5 3.3gl was built according to the geometric and operational information of the reactor. The particular features of the reactor were taken into account in order to define the relevant parameters needed to evaluate the results. The main components of the reactor were modeled: the reactor core with its internal reflectors, the reactor pool, the inner tank and the cooling system. The neutronic was included through the point kinetic parameters considering the shutdown system and the reactivity feedback due to changes in the fuel and reflector temperature, as well as in the moderator density.

Due to the fact that the RA1 reactor is an open core reactor, it was considered useful to discretize the core in several parts. Consequently, four core models were built, which were contrasted with a reactivity insertion experience carried out in the reactor. This verification granted the model good capacity to represent the thermal-hydraulic and neutronic coupling of the facility.

Later, three Beyond Design Basis Events were simulated: inadvertent heaviest control rod withdrawal, loss of electric power, and total failure of the secondary system. The analysis of these simulations allows to conclude that, in dealing with these events, the reactor is kept adequately cooled through reactivity feedbacks. A notable result was the influence the reactor core modeling had in the most demanding stage of the RIA event, in which it was observed that the greater the discretization of the reactor core the higher the maximum power. Another valuable conclusion extracted from the transient analysis was the impact the nodalization of the upper part of the core had on the circulation established between the core and the reactor pool. The spatial visualization tool, which is currently being developed in the Research Reactor Safety Section at the CAB, proved to be of great value in the analysis of this effect.

Keywords: DETERMINISTIC SAFETY ANALYSIS, RESEARCH REACTORS

Capítulo 1

Introducción

1.1. Breve reseña histórica del RA1

El reactor RA-1 fue construido íntegramente por la Comisión Nacional de Energía Atómica (CNEA) en 1957 sobre la base de un diseño de un reactor nuclear tipo Argonaut (acrónimo para ARGOnne Nuclear Assembly for University Training). La fabricación de los elementos combustibles estuvo a cargo de la División Metalurgia del Departamento de Reactores Nucleares del Centro Atómico Constituyentes (CAC) de la CNEA y el UO_2 enriquecido fue importado de Estados Unidos.

Este reactor alcanzó la primera criticidad el 17 de enero de 1958, lo que marcó un hito importante, ya que fue el primer reactor del hemisferio sur en ponerse en marcha. En aquel momento el país requería la disponibilidad de determinados radioisótopos cuya importación, debido a su corta vida media, resultaba imposible y en ese sentido un reactor nuclear de investigación como el RA-1 se convertía en la respuesta indicada para suplir esta necesidad. En efecto, en este reactor se produjeron los primeros radioisótopos nacionales para aplicaciones médicas e industriales.

1.2. Perspectiva actual

El reactor RA-1 se encuentra emplazado en el Centro Atómico Constituyentes y es operado por el Departamento de Reactores de Experimentación y Servicios (RES), el cual depende de la Gerencia de Reactores y Centrales Nucleares (GRyCN), Gerencia de Área de Energía Nuclear (GAEN) [1].

Las tareas principales que se desarrollan en este reactor son:

- Ensayos experimentales e irradiación de muestras para mediciones de parámetros nucleares.
- Irradiación de células en cultivo y hámsters para la terapia por captura neutrónica

en boro.

- Irradiación de muestras para la determinación de daños por radiación en metales, celdas solares, cables, fibra óptica, gomas, etc.
- Irradiaciones diversas para determinar contenidos de impurezas en materiales y alimentos mediante el análisis por activación neutrónica.
- Actividades docentes y de perfeccionamiento.
- Actividades de divulgación a estudiantes que visitan el reactor.
- Cursos de capacitación y entrenamiento para el personal de las Centrales Nucleares Atucha I y II.
- Calibración, contraste y verificación de la prueba de funcionamiento de detectores nucleares.

1.3. Reactores experimentales en Argentina

En la Tabla 1.1 se muestran los reactores experimentales en Argentina. Como puede apreciarse, existen reactores operativos, fuera de servicio y algunos proyectos que no prosperaron.

El RA-1 fue el primer reactor en alcanzar criticidad, mientras que el RA-0 fue concebido para estudiar cambios en el diseño de los combustibles y la geometría del núcleo del RA-1. El RA-3 es el reactor de mayor potencia en operación, cuyo uso principal radica en la producción de radioisótopos, la cual será eventualmente reemplazada por el RA-10, proyecto en el cual el Departamento de Seguridad Nuclear del CAB se encuentra involucrado a través del informe final de seguridad para la puesta en marcha.

El reactor RA-5 consistiría en un reactor térmico-rápido acoplado con la finalidad de estudiar la física de los reactores rápidos [2]. El RA-7 sería un reactor de alto flujo neutrónico, con uranio natural como combustible y agua pesada como moderador y refrigerante, ideado para ensayo de materiales y elementos combustibles, así como también para producción de radioisótopos. El RA-9 puede considerarse el principal antecedente del proyecto RA-10, y tendría como objetivo no sólo la producción de radioisótopos sino también la investigación básica y aplicada [3]. Los proyectos RA-5, RA-7 y RA-9 alcanzaron distintas etapas de desarrollo, viéndose interrumpidos por diversos motivos.

Tabla 1.1: Reactores experimentales en Argentina

Reactor	Lugar	Potencia [W]	Tipo	Estado	Primera criticidad
RA-0	Universidad Nacional de Córdoba	1	Pileta abierta (Facilidad crítica)	Operativo	1960
RA-1	CAC	4×10^4	Pileta abierta	Operativo	1958
RA-2	CAC	0.1	Pileta abierta (Facilidad crítica)	Desmantelado	1967
RA-3	CAE	10^7	Pileta abierta	Operativo	1967
RA-4	Universidad Nacional de Rosario	1	Homogéneo (Facilidad crítica)	Operativo	1972
RA-6	CAB	10^6	Pileta abierta	Operativo	1982
RA-8	CTP	10	Pileta abierta (Facilidad crítica)	Desmantelado	1997
RA-10	CAE	3×10^7	Pileta abierta	En construcción	2022 (estimada)
RA-5, RA-7 y RA-9	-	-	-	Proyectos interrumpidos	-

1.4. Motivación

Como se observa en la Tabla 1.1, los reactores experimentales operativos en Argentina cuentan con un número considerable de años de operación, por lo que la ARN exige una renovación de licencia cada 5 años. En el caso del RA-1 esto reviste un gran interés ya que es el reactor con más tiempo de operación en el país.

Los análisis de seguridad del RA-1 existentes son del tipo envolvente, es decir, máximo accidente creíble [4], con cálculos manuales que no hacen uso de los avances en las cadenas de cálculo y metodologías actuales. Por lo tanto, dicho reactor requiere un informe de seguridad elaborado de acuerdo a las normativas y metodologías de cálculo actuales. En consecuencia, este trabajo tiene como motivación principal la participación activa en el análisis determinista de seguridad nuclear del reactor RA-1 en el marco de la renovación de licencia del mismo.

1.5. Objetivo

El objetivo de la presente tesis consiste en el estudio del comportamiento dinámico del reactor RA-1 para el análisis de seguridad con fines de licenciamiento. Adicionalmente, el trabajo persigue el entendimiento de los conceptos y aplicación de la técnica de análisis determinista de seguridad. Esto implica la evaluación de la respuesta de la instalación frente a eventos operacionales previstos y eventos base de diseño, así como ante eventos más allá de la base de diseño.

Capítulo 2

Bases para el análisis de seguridad nuclear

En este capítulo se describen los conceptos empleados para las evaluaciones de seguridad nuclear. Se introducen las definiciones pertinentes, se identifican los parámetros relevantes para las evaluaciones deterministas y se establecen los criterios de aceptación necesarios para evaluar la integridad de las dos primeras barreras, matriz combustible y vaina.

2.1. Análisis de seguridad nuclear

Durante el análisis de seguridad se evalúa el comportamiento del reactor frente a un amplio rango de condiciones de operación, eventos iniciantes postulados y otras circunstancias con el fin de obtener un entendimiento completo de la respuesta esperable del reactor frente a estas situaciones. Dicho análisis pretende demostrar que es posible mantener el reactor dentro de un régimen de operación seguro establecido por el diseñador y aprobado por el ente regulador.

El conjunto de condiciones para las cuales se diseña un reactor de investigación constituye su base de diseño. Dentro de la base de diseño, se consideran una serie de eventos que incluyen factores humanos o fallas de equipos, cuyas consecuencias o potenciales consecuencias pueden ser significativas en términos de la seguridad de la instalación. Según su probabilidad de ocurrencia, un evento puede ser clasificado como un evento operacional previsto (EOP) o un evento base de diseño (EBD). Un evento que no está contemplado en la base de diseño se clasifica como evento más allá de la base de diseño (EMABD).

El fin último del análisis de seguridad nuclear es la verificación del cumplimiento de las funciones básicas de la seguridad:

- Control de Potencia.

- Refrigeración del combustible.
- Confinamiento de sustancias radiactivas.

Por lo tanto, el primer paso en la evaluación de la seguridad de un reactor de investigación es la determinación de la respuesta del reactor frente a un conjunto de eventos iniciantes postulados.

2.2. Definiciones pertinentes

A continuación se presentan algunas definiciones útiles para el desarrollo del trabajo.

Eventos Iniciantes Postulados: Eventos determinados que originan fallas o secuencias de fallas que puedan concluir en un accidente en una instalación nuclear. Los eventos iniciantes postulados pueden ser fallas de equipos, componentes o estructuras del reactor, errores humanos, eventos naturales o eventos externos imputables al hombre.

Evento: Condición que se desvía de la operación normal.

Falla: Suceso aleatorio que produce la pérdida de la capacidad de un componente, equipo o sistema para cumplir con su función de diseño. (AR 4.1.3)

Accidente: Suceso de carácter aleatorio, cuyas consecuencias reales o potenciales son significativas desde el punto de vista de la seguridad radiológica y nuclear. (AR 4.1.3)

2.3. Defensa en profundidad

La defensa en profundidad es el principio básico de diseño para la aplicación de la seguridad nuclear. Su objetivo es preservar las Funciones Básicas de la Seguridad.

Para ello se establecen una serie de medidas consecutivas encuadradas en la *prevención* y eventual *mitigación* de accidentes, mediante múltiples *barreras y niveles* de protección, cuyo objetivo es evitar la liberación no controlada de material radiactivo al ambiente.

Las Barreras Físicas son: la matriz del combustible, la vaina, el límite del circuito primario, y la estructura de la contención.

Los niveles de protección se pueden agrupar en cinco:

1. **Primer nivel:** consiste en prevenir la ocurrencia de accidentes a través de un diseño conservativo y garantía de calidad adecuada.
2. **Segundo nivel:** establece que los sistemas de control durante la operación normal deben estar diseñados para detectar eventuales errores o malfuncionamientos y para controlar incidentes operacionales previstos.

3. **Tercer nivel:** postula que los sistemas de seguridad y protección deben impedir que un suceso anormal que no fue limitado por el segundo nivel degenera en un accidente severo.
4. **Cuarto nivel:** gestión del accidente, se aplica cuando los dispositivos tecnológicos fallan en la protección de las tres primeras barreras y se pretende confinar los productos de fisión.
5. **Quinto nivel:** mitigación de las consecuencias radiológicas de un accidente cuando falla la cuarta barrera e implica acciones de emergencia fuera del emplazamiento.

2.4. Categorización de eventos

A comienzos de la década del 80 el criterio regulatorio del accidente máximo creíble fue reemplazado por otro criterio basado en el riesgo.

En este nuevo criterio se considera que todos los accidentes son posibles diferenciándose en la probabilidad anual de ocurrencia y en las consecuencias. Se clasifican en accidentes base de diseño y en accidentes más allá de la base de diseño.

Como consecuencia de este nuevo criterio regulatorio, se ampliaron los estudios de seguridad: los análisis deterministas se aplicaron a situaciones accidentales diferentes a las del accidente máximo creíble (accidentes de reactividad, pérdida de refrigerante, pérdida de energía eléctrica, entre otros) y se agregó el Análisis Probabilístico de Seguridad.

Los accidentes que se seleccionan como base de diseño tienen una probabilidad de ocurrencia de entre 10^{-2} y 10^{-5} por reactor-año [5]. Los accidentes más allá de la base de diseño en general tienen una probabilidad de ocurrencia menor a 10^{-5} por reactor-año. Un subconjunto de los mismos, que lleva a consecuencias graves para la instalación y eventualmente al público, se denomina accidentes severos.

Las hipótesis que se utilizan para los cálculos y los criterios de aceptación son distintos para los accidentes base de diseño y más allá de base de diseño.

2.5. Eventos iniciantes postulados para el RA1

La compilación de una lista completa de EIP puede llevarse a cabo a partir de la experiencia operacional de la instalación o de instalaciones similares, además de la revisión de los reportes de eventos y la base de datos del sistema de reporte de incidentes para Reactores de investigación del OIEA.

A continuación se reproduce la lista de eventos iniciantes postulados extraída del informe de seguridad del RA-1[5].

Tabla 2.1: Eventos iniciantes propuestos para el análisis de seguridad del RA1

Tipo de accidente	Evento iniciante genérico	Evento iniciante	Escenario
Inserción de Reactividad	Extracción errónea de una barra de control	Extracción descontrolada de la barra de regulación fina	Durante el arranque. Núcleo frío
		Extracción errónea de la barra de control más pesada por rotura del motor de accionamiento	Durante el arranque. Núcleo frío
			Durante la operación: Núcleo caliente
Pérdida de caudal de refrigeración	Parada de la bomba de primario	Pérdida de suministro eléctrico	A plena potencia
		Rotura acople motor-bomba primario	A plena potencia
Pérdida de refrigerante	Rotura de la cañería	Aguas abajo de la bomba del primario	A plena potencia
		Aguas arriba de la bomba del primario	El análisis de este evento está comprendido en el análisis del caso anterior
Pérdida de fuente fría	Pérdida de suministro eléctrico	Este caso se analiza en: “Parada de la bomba de primario por corte de energía eléctrica” como un único evento	A plena potencia
	Falla bomba del secundario	Rotura del motor	Con reducción de potencia
	By pass del refrigerante secundario	Estos eventos se consideran comprendidos en el evento de Falla bomba del secundario	
	Falla de la torre de enfriamiento	Estos eventos se consideran comprendidos en el evento de Falla bomba del secundario	

En esta tesis la atención estará centrada en los siguientes eventos:

Tabla 2.2: Eventos iniciantes analizados

Evento	Familia
Pérdida de caudal de refrigeración	LOFA
Accidente de inserción de reactividad	RIA
Falla total del secundario	LOHS

2.6. Criterios de aceptación

Como se indicó con anterioridad, el objetivo que persigue el análisis de seguridad nuclear es la verificación del cumplimiento de las funciones básicas de seguridad de la instalación. Esto se logra demostrando la aplicación de la estrategia de defensa en profundidad para prevenir accidentes, o en caso de que falle la prevención, detectar y limitar las posibles consecuencias, evitando de esta forma condiciones que puedan poner en riesgo a la planta, a los operadores y al público.

El establecimiento de criterios de aceptación permite asegurar la integridad de las tres primeras barreras durante la evolución de las secuencias accidentales simuladas.

Los criterios de aceptación son básicos o específicos.

2.6.1. Criterio de aceptación básico

Este criterio está establecido por la Autoridad Regulatoria y se expresa en la Norma AR 4.1.3, en la cual se indica que “Ninguna secuencia accidental -con consecuencias radiológicas para el público- debe tener una frecuencia de ocurrencia que graficada en función de la dosis efectiva resulte en un punto ubicado en la zona no aceptable de la Curva Criterio” [6].

2.6.2. Criterios de aceptación específicos

Además de establecer un criterio de riesgo para el licenciamiento de una instalación nuclear, la ARN establece otras normas con el objetivo de asegurar que la planta cumpla con un alto nivel de seguridad frente a los eventos postulados.

Los criterios de aceptación se aplican al análisis determinista siguiendo ciertas reglas y métodos que permitan ser conservativo con respecto a la evaluación de seguridad de la planta. Están relacionados directa ó indirectamente con el potencial daño a las barreras y la consecuente liberación de materiales radioactivos, por lo que si se ase-

gura la integridad de una barrera, el criterio se cumple para las siguientes barreras y consecuentemente no se esperan consecuencias radiológicas.

Los criterios de aceptación específicos se eligen de forma tal que resultan suficientes para asegurar la integridad de núcleo, pero no son estrictamente necesarios para alcanzar el criterio de aceptación básico (Curva Criterio). Estos criterios específicos son establecidos por el diseñador, permiten evaluar la aceptabilidad de los resultados de los análisis deterministas de seguridad y pueden:

- Fijar límites numéricos para los parámetros relevantes.
- Establecer condiciones para los estados de planta durante y después del accidente.
- Fijar requerimientos de performance de los sistemas.
- Establecer requerimientos, si fuera necesario, para los operadores.

En el caso del reactor RA-1, en el cual la velocidad de refrigerante por el núcleo es muy baja, el fenómeno relevante para la seguridad resulta ser el *Burn-Out* o quemado a bajo caudal. Por lo tanto, el parámetro primario seleccionado es el margen al *Burn-Out* (MBO), el cual se define como:

$$MBO = \frac{q''_{BO}}{q''_{max}} \quad (2.1)$$

donde:

q''_{BO} : flujo de calor crítico correspondiente al fenómeno de Burn Out, $[W/cm^2]$.

q''_{max} : flujo de calor máximo, $[W/cm^2]$.

Adicionalmente se selecciona el indicador de inicio de la ebullición nucleada (I_{ONB}) como parámetro secundario, definido como:

$$I_{ONB} = \frac{T_{ONB}}{T_{v,max}} \quad (2.2)$$

donde:

T_{ONB} : Temperatura de inicio de la ebullición nucleada, $[^{\circ}C]$.

$T_{v,max}$: Temperatura de vaina máxima, $[^{\circ}C]$.

La tabla 2.3 presenta los parámetros a considerar.

Tabla 2.3: Parámetros primarios y secundarios establecidos para el RA1.

	Parámetro	Observación
Primario	Margen al Burn-Out	Asegura una adecuada refrigeración a baja potencia y muy bajas velocidades de refrigerante
Secundario	Indicador de Inicio de la Ebullición Nucleada	Previene la ocurrencia de parámetros primarios

2.6.3. Determinación del CHF

El análisis del fenómeno de Burn-Out en condiciones de velocidades y presiones bajas es complicado debido a que los efectos de fuerza boyante se vuelven importantes a bajas velocidades y el flujo se hace menos estable a bajas presiones.

El Burn-Out se caracteriza por una reducción drástica del coeficiente de transferencia de calor producto del reemplazo del líquido adyacente a la superficie de transferencia de calor por vapor. Esto lleva a un incremento brusco de la temperatura de la superficie calefaccionada, el cual puede ocasionar la falla del combustible.

En el trabajo referenciado en [7] se llevó a cabo un estudio experimental del CHF en flujo ascendente de agua en convección natural en manojos de tubos verticales a baja presión y bajo caudal, a fin de representar la geometría y condiciones de operación del reactor tipo TRIGA. Este tipo de reactor cuenta con barras combustibles verticales refrigeradas en forma ascendente por convección natural. La geometría del núcleo del RA-1 consiste en un arreglo anular de barras combustibles verticales refrigeradas en forma ascendente por agua liviana, la cual circula con velocidades extremadamente bajas, cercanas a la convección natural. Dada la similitud entre ambos diseños, dicho trabajo representa una referencia sólida para establecer la forma de determinar el flujo crítico de calor para el RA-1, por lo que se presenta a continuación de manera sucinta las conclusiones relevantes extraídas de dicho trabajo.

Trabajos de Mishima e Ishii

Mishima e Ishii [8] llevaron a cabo pruebas a valores bajos de presión y caudal. Los experimentos se realizaron con flujo ascendente en una geometría anular calefaccionada interiormente. Los datos obtenidos indicaron que bajo estas condiciones el CHF se alcanzó debido a la remoción de la película de líquido de la superficie calefaccionada durante la transición de régimen de flujo agitado (*churn-turbulent flow*) a flujo anular. No se observó una diferencia significativa en los regímenes de flujo entre convección natural y convección forzada a estos valores de flujo másico tan bajos. Adicionalmente, dichos investigadores mostraron que el valor de CHF a velocidades muy bajas se aproxima al valor de CHF de inundación (el cual se detalla más adelante) como se muestra

en la Figura 2.1.

La Figura 2.2 presenta los resultados experimentales llevados a cabo en condiciones similares al reactor tipo TRIGA obtenidos en el trabajo mencionado con anterioridad [7], en el cual se observó que la correlación de Mishima e Ishii dio predicciones del CHF con un error del $\pm 33\%$.

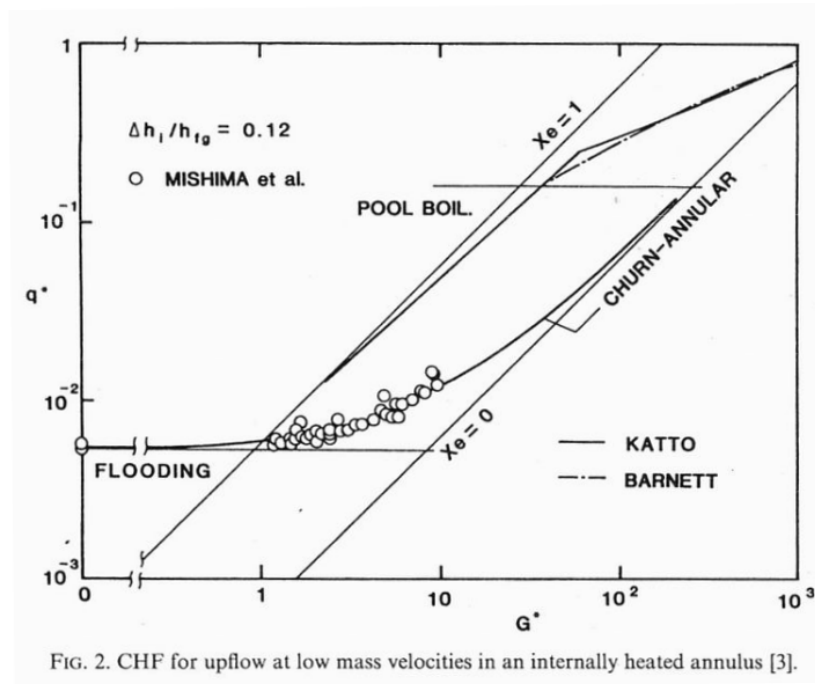


Figura 2.1: Resultados experimentales obtenidos por Mishima e Ishii [8].

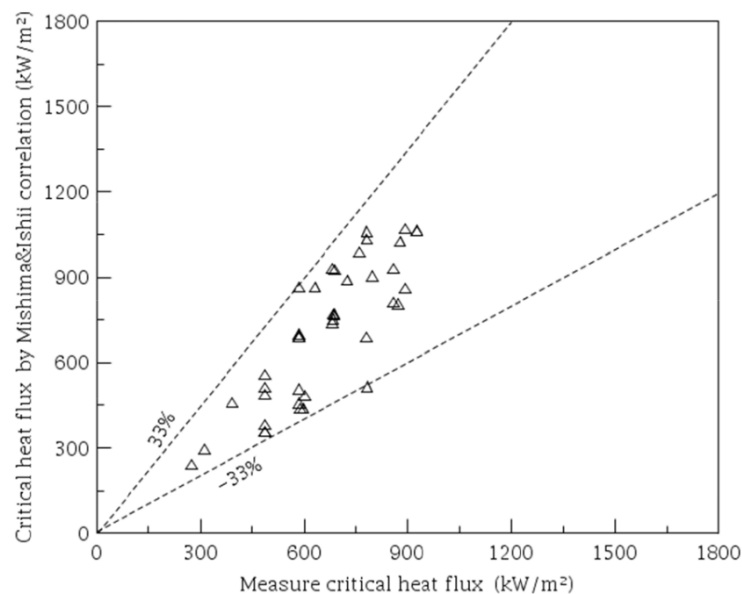


Figura 2.2: Comparación de la correlación de Mishima-Ishii con los resultados experimentales obtenidos en [7].

Correlación de CCFL

El mecanismo de CHF puede cambiar a medida que el caudal se aproxima a cero. A las condiciones de ebullición con el fondo del canal cerrado, es posible observar un flujo en contracorriente, es decir, el vapor generado sube desde la sección calefaccionada mientras el líquido cae desde el plenum superior por gravedad. Cuando el calor suministrado es lo suficientemente grande, el flujo de vapor provoca una limitación por flujo en contracorriente (CCFL) o una inundación en la parte superior, lo que conduce a una deficiencia de líquido en la sección calefaccionada. Por lo tanto, el CHF está limitado por inundación, por lo que se llama CHF de inundación. Este valor de CHF puede ser evaluado mediante la correlación propuesta por Block y Wallis:

$$q_{CHF} = \frac{AC^2 h_{fg} \sqrt{\rho_g g \Delta \rho D}}{A_H \left[1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{1/4} \right]^2} \quad (2.3)$$

Donde:

q_{CHF} : flujo de calor crítico, $[W/m^2]$.

A : área de pasaje de fluido, $[m^2]$.

A_H : área calefaccionada, $[m^2]$.

ρ_k : densidad de la fase k ($k = g$, vapor o $k = l$, líquido), $[kg/m^3]$.

g : aceleración de la gravedad, $[9.81 \text{ m/s}^2]$.

h_{fg} : calor latente de vaporización, $[J/kg]$.

$\Delta \rho$: diferencia de densidad entre dos fases, $[kg/m^3]$.

D : diámetro hidráulico, $[m]$.

La constante C en la Ecuación 2.3 depende de la geometría de la sección y se determina empíricamente. Adicionalmente, se ha indicado [8] que dicha constante incluye los efectos de la tensión superficial lo cual es expresado en términos del diámetro hidráulico adimensional $D^* = D/\lambda$, donde λ es la longitud característica de la inestabilidad de Taylor dada por:

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}}$$

Por lo tanto, la Ecuación 2.3 toma la siguiente forma adimensional:

$$q_{CHF}^* = \frac{AC^2 \sqrt{D^*}}{A_H \left[1 + \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{1/4} \right]^2} \quad (2.4)$$

siendo q_{CHF}^* el flujo de calor crítico adimensionalizado de la siguiente manera:

$$q_{CHF}^* = \frac{q_{CHF}}{h_{fg} \sqrt{\lambda \Delta \rho g}}$$

Para geometría anular se recomienda el valor de $C = 0.8$ en la Ecuación 2.4.

En conclusión, dado que la correlación de CCFL predice valores más bajos que la de Mishima e Ishii, y dado que los valores de CHF obtenidos mediante esta última a muy bajos caudales tienden a los valores de CCFL, se adopta conservativamente la correlación de CCFL para la determinación del flujo de calor crítico.

2.6.4. Determinación de la temperatura de ONB

El comienzo de la ebullición nucleada no es un fenómeno relevante para la seguridad en el sentido de que no constituye un fenómeno destructivo. Sin embargo, se utiliza como parámetro secundario ya que su aparición anticipa la posible ocurrencia del apartamiento de la ebullición nucleada. Es por este motivo que la determinación de la temperatura de ONB se emplea como parámetro secundario. El método de cálculo se basa en un procedimiento elaborado en la sección Seguridad de Reactores Experimentales de Seguridad Nuclear del CAB [9].

La temperatura de ONB se calcula a partir de dos correlaciones:

- Correlación de Bergles and Rhosenow [10]: relaciona el flujo de calor con el sobrecalentamiento de pared a las condiciones de inicio de ebullición nucleada en agua.
- Correlación de Churchill-Chu [11] relaciona el flujo de calor para geometría vertical plana.

Correlación de Bergles and Rhosenow

$$T_{ONB} = T_{sat} + \frac{5}{9} \left(\frac{9.23 q_{ONB}''}{p^{1.156}} \right)^{\left(\frac{p^{0.0234}}{2.16} \right)} \quad (2.5)$$

Donde:

T_{ONB} : Temperatura de pared del canal refrigerante en la condición de ONB, [°C].

T_{sat} : temperatura de saturación del fluido, [°C].

q_{ONB}'' : flujo de calor en el canal refrigerante en la condición de ONB, [W/cm²].

p : presión del fluido refrigerante, [bar].

Correlación de Churchill-Chu

$$Nu_L = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/6}}{\left[1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (2.6)$$

Donde:

Nu_L : Número de Nusselt, adimensional.

Ra_L : Número de Rayleigh, adimensional.

Pr : Número de Prandtl, adimensional.

La evaluación del número de Rayleigh se lleva a cabo mediante la correlación:

$$Ra_L = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu\alpha}$$

Donde:

L : longitud característica de la geometría, [m].

T_s : Temperatura de pared, [K].

T_∞ : Temperatura en el seno del fluido, [K].

g : aceleración de la gravedad, [9.81 m/s²].

β : coeficiente volumétrico de expansión, [K⁻¹].

α : difusividad térmica, [m²/s].

ν : viscosidad cinemática, [m²/s]

El número de Prandtl se define como el cociente de difusividades de momento y térmica.

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha}$$

El coeficiente de transferencia de calor se obtiene de la siguiente relación:

$$h = \frac{Nu_L k}{L} \quad (2.7)$$

Donde:

k : conductividad del fluido, [W/m K].

Balance térmico en el canal

La temperatura de mezcla del refrigerante puede calcularse a partir de un balance térmico:

$$T_\infty = T_{in} + \frac{Sup \dot{q}_{ONB}}{dm c_p fcos} \quad (2.8)$$

Donde:

T_{in} : temperatura del fluido a la entrada del canal, [°C].

Sup : área de la superficie de intercambio de calor, [m²].

dm : caudal de refrigerante que atraviesa el canal, [kg/s].

c_p : calor específico del fluido, [J/kg°C].

$fcos$: factor de forma. Cuantifica la relación entre el flujo de calor máximo y el flujo de calor promedio en la zona calefaccionada del elemento combustible.

Procedimiento de cálculo

La temperatura de ONB se calcula iterativamente, partiendo de la temperatura de entrada al canal, el caudal que circula por el canal y la presión en el centro del mismo, datos extraídos de la simulación efectuada.

Las variables T_{sat} , β , ν , c_p , k y α se evalúan mediante el módulo de Python IAPWS97, el cual tiene incorporadas las propiedades del agua y del vapor.

El cálculo iterativo puede describirse de la siguiente manera:

1. Establecimiento de un valor semilla para el q_{ONB}'' .
2. Obtención de la T_{ONB} haciendo uso de la ecuación 2.5.
3. Obtención de la T_{∞} mediante la ecuación 2.8.
4. Cálculo del coeficiente de transferencia de calor con las ecuaciones 2.6 y 2.7.
5. Cálculo de q_{ONB}'' mediante:

$$q_{ONB}'' = h(T_{ONB} - T_{\infty})$$

Finalmente se compara el resultado con el valor propuesto y se repiten los pasos 2 a 5 hasta lograr la convergencia en el valor de q_{ONB}'' .

Capítulo 3

Descripción de la instalación

La construcción de un modelo de planta para la simulación de transitorios requiere un relevamiento exhaustivo de las características de la instalación, por lo que se procede a describir el reactor RA-1 recurriendo principalmente a la información disponible en el informe de seguridad [12].

Este reactor posee actualmente una potencia autorizada de 40 kW, es del tipo tanque abierto, con núcleo de uranio enriquecido al 19,71 % en U^{235} y reflejado totalmente con grafito. El moderador y refrigerante es agua liviana desmineralizada.

3.1. Estructuras del reactor

Las estructuras del reactor consisten en un conjunto de componentes que cumplen funciones mecánicas, neutrónicas y termohidráulicas asociados con el núcleo. Por un lado, proporcionan el soporte mecánico necesario para el núcleo, mientras que por otro lado constituyen una parte integral del circuito de refrigeración del núcleo.

Los materiales empleados en estructuras, núcleo, sistemas de control, circuito primario, y en general en componentes cuya confiabilidad es requerida para el funcionamiento de la instalación en condiciones seguras han sido seleccionados desde el punto de vista de corrosión, desgaste, tensiones y daño por radiación.

Las estructuras más relevantes del Reactor son:

- La grilla de los EECC, de aluminio, que posee orificios en donde se encastran los EECC.
- La pileta del reactor (PRE), también de aluminio, en cuyo interior se encuentra un tanque separador. Entre el tanque separador y la PRE se encuentra un espacio anular donde se alojan las barras de control.
- Los reflectores de grafito, que además de mejorar la eficiencia neutrónica, alojan en algunos casos facilidades de irradiación.

- Los blindajes, constituidos por bloques de plomo y de hormigón de distintas características y densidades.

3.1.1. La grilla

Esta estructura está constituida por 3 plataformas de aluminio identificadas como grilla inferior, media y superior.

La grilla inferior posee unas perforaciones cónicas de dimensiones tales que los extremos de los elementos combustibles encajen en cada uno de los orificios y permanezcan adecuadamente fijados. Las grillas media y superior tienen como función la sujeción de la parte superior de los elementos combustibles. Se encuentran separadas entre sí por una distancia de 50 mm. La existencia de las dos grillas permite que al introducir un elemento combustible este quede guiado y su extremo inferior se introduzca con facilidad en el orificio correspondiente.

Las tres grillas están unidas por tubos de aluminio que las atraviesan y se prolongan por debajo de la grilla inferior una distancia de 118 mm, formando así los soportes sobre los que se apoya el núcleo.

La grilla en conjunto (superior, media e inferior) se encuentra dividida en cuatro partes, cada una de las cuales tiene cinco tubos soporte, lo que hace un total de 20 tubos. Posee 4 perforaciones que corren en forma vertical. En dos de ellas se encuentran ubicados los dos detectores de arranque. Otra de las perforaciones se utiliza para la “loop” de alta temperatura mientras que la restante se halla vacía (anteriormente se ubicaba el crióstato). En la figura 3.1 se muestra una fotografía de la grilla.

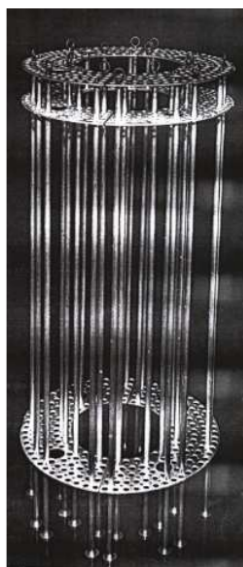


Figura 3.1: Fotografía de la grilla del RA-1.

3.1.2. Pileta del Reactor

La pileta del reactor consiste en un recipiente formado por secciones cilíndricas de chapa de aluminio tratado contra la corrosión. La altura total del recipiente es de 2800 mm. En su parte inferior se ubican las tuberías de llenado y descarga.

Un tanque separador de diámetro inferior a la PRE conforma un espacio anular que contiene el reflector de grafito lateral interior y las guías donde se alojan las barras de control. En el interior del tanque separador se encuentran la grilla, los elementos combustibles y el reflector central.

El volumen aproximado del recipiente vacío es de 1.03 m^3 y, con todos los internos instalados, de 0.748 m^3 . La tabla 3.1 resume las principales características de la pileta del reactor.

Tabla 3.1: Características de la PRE relevantes para el modelado.

Parámetro	Valor
Altura [m]	2.80
Altura tanque separador [m]	0.89
Volumen total [m^3]	1.03
Volumen libre [m^3]	0.748

3.1.3. Reflector

El reflector está constituido por grafito de pureza nuclear.

Existen tres reflectores en total, el Reflector Central de Grafito, el Reflector lateral de grafito Interior, y el Reflector de grafito Exterior. Este último, está ubicado en la parte exterior del recipiente, con un espesor aproximado de 400 mm. Los otros dos están ubicados en el interior.

El Reflector Central de Grafito se ubica en el centro de la grilla y cuenta con canales previstos para irradiación de muestras. Entre la PRE y el tanque separador se ubica el Reflector lateral de grafito interior con un espesor aproximado de 10 mm. Este se compone de ocho bloques de grafito, cuatro de los cuales poseen una ranura que contiene la guía de las barras de control. Los otros cuatro están a su vez divididos en dos por lo que de hecho se cuenta con doce bloques independientes.

Estos bloques de grafito no se adaptan a la curvatura del tanque, a efectos de facilitar la circulación del refrigerante.

3.1.4. Blindaje

Luego del grafito externo, el núcleo se encuentra rodeado por un anillo de plomo. Lindante a él, se encuentra un blindaje constituido por distintos tipos de hormigón.

Adicionalmente el reactor tiene como blindaje axial la columna de agua que cubre el núcleo.

3.2. Núcleo

El núcleo del reactor está constituido por 223 elementos combustibles distribuidos en cinco anillos concéntricos o coronas, alojados en una grilla de aluminio, formando una geometría anular. En la figura 3.2 se muestra un esquema de la distribución de los EECC en anillos concéntricos, así como también la ubicación del grafito lateral interno y el grafito central.

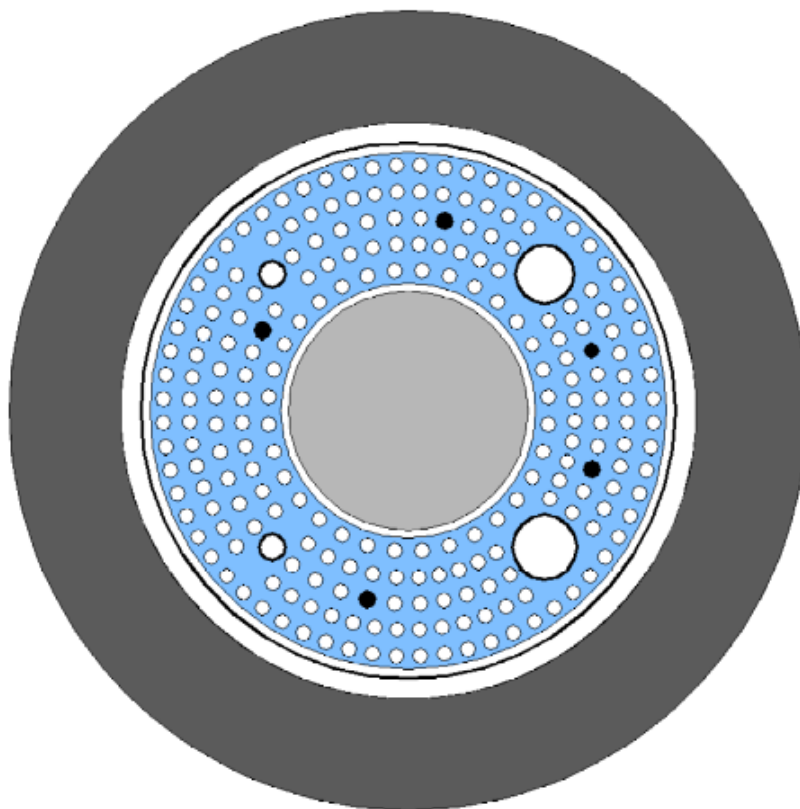


Figura 3.2: Esquema de la grilla del núcleo y reflectores internos. Los círculos rellenos representan posiciones de irradiación.

3.3. Elementos combustibles

Los elementos combustibles consisten en barras cilíndricas formadas por una mezcla de UO_2 y C recubiertas por una vaina de aluminio de 1 mm de espesor con un reflector axial de grafito en cada uno de sus extremos y una cabeza de aluminio. La figura 3.3 muestra un esquema de un elemento combustible.

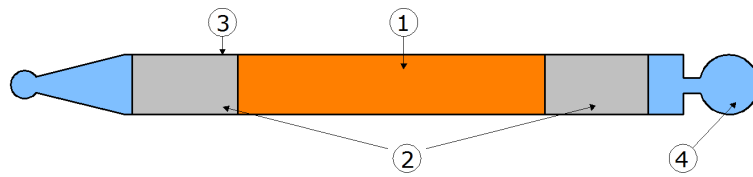


Figura 3.3: Esquema de un elemento combustible del RA-1. 1-Material combustible: $\text{UO}_2\text{-C}$, 2-Aislante: C, 3-Vaina: Al, 4-Cabeza de barra: Al.

3.4. Barras de control

El reactor cuenta con cuatro barras absorbentes para el control de reactividad, las cuales consisten en un absorbente de cadmio recubierto en acero inoxidable. Estas se hallan distribuidas simétricamente en el espacio existente entre el tanque separador y el recipiente del reactor y se desplazan a través de guías ubicadas en el reflector lateral interno.

Las barras están acopladas mediante electroimanes a los mecanismos de accionamiento ubicados en una estructura metálica sobre el tanque. Los mecanismos son accionados por motores eléctricos del tipo paso a paso, comandados desde la sala de control y una serie de sensores que dan constantemente la posición exacta de cada barra.

La barra de control y seguridad tiene permitido un recorrido máximo de 630 mm y una velocidad máxima de desplazamiento de 1.5 mm/s.

A pesar de no ser un núcleo simétrico los valores de reactividad de cada una de ellas difiere en un pequeño porcentaje [12].

3.5. Sistema de refrigeración

La función del sistema de refrigeración es evacuar el calor generado en el núcleo, refrigerándolo en cualquier condición de operación incluyendo posibles accidentes [13]. El sistema de refrigeración está constituido por:

- Circuito de refrigeración primario
- Circuito de refrigeración secundario
- Torre de enfriamiento

3.5.1. Circuito de refrigeración primario

La figura 3.4 muestra el circuito primario del reactor, el cual consta de un recipiente que constituye la pileta del reactor (PRE), una bomba de circulación, un intercambiador de calor de placas y tramos de cañería de acero inoxidable 316 L. Este circuito constituye la segunda barrera de contención de los productos de fisión y su función principal es la de asegurar la refrigeración del núcleo. Por disponibilidad existen 2 bombas que pueden funcionar en forma alternativa.

La salida de la PRE consiste en un tramo de 150 mm de diámetro, el cual se reduce posteriormente a un diámetro de 3 pulgadas. La cañería de entrada a la PRE tiene un diámetro de 1.5 pulgadas. El circuito posee una válvula exclusiva a la salida del núcleo y una esférica en la entrada del mismo. Adicionalmente, las cañerías de succión e impulsión de cada bomba cuentan con válvulas esféricas.

El agua liviana desmineralizada ingresa a la PRE por el fondo, circula en sentido ascendente forzada por una bomba centrífuga, asciende por los canales combustibles y luego desciende por la región anular existente entre el tanque separador y la PRE. El refrigerante abandona la PRE para dirigirse hacia la succión de la bomba. Esta impulsa el agua a través del intercambiador de calor, en el cual entrega parte de su energía al circuito secundario para reingresar a la PRE por el lado inferior de la misma. El salto térmico en el núcleo en operación normal resulta cercano a 3 °C.

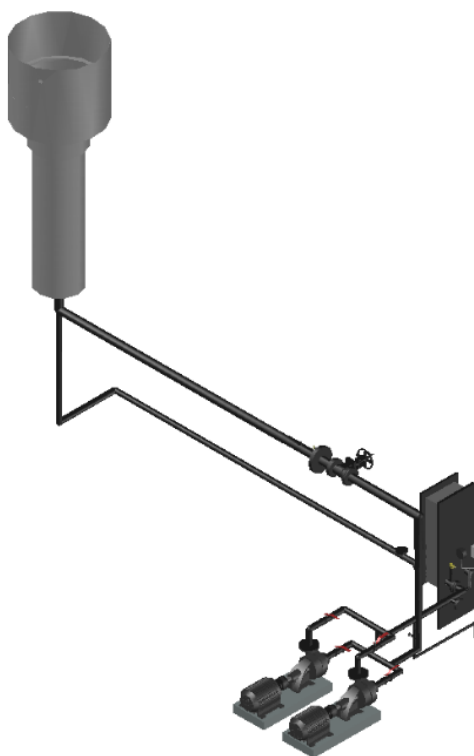


Figura 3.4: Esquema del circuito primario del RA-1.

3.5.2. Circuito de refrigeración secundario

Este sistema está conformado por una torre de enfriamiento de tiro inducido, una bomba centrífuga y el lado secundario del intercambiador de calor.

Este circuito es el encargado de disipar el calor generado en el circuito primario.

La bomba del secundario impulsa agua común por el lado frío del intercambiador de calor para luego enviar dicho refrigerante a la torre de enfriamiento, en la cual su temperatura desciende debido a la circulación de aire en contracorriente.

3.6. Señales de trip del reactor

El reactor cuenta con señales provenientes del monitoreo de variables de proceso, las cuales son enviadas al sistema de protección del reactor. Este comanda el apagado del reactor en caso de que alguna señal supere cierto umbral. La tabla 3.2 presenta las señales de disparo existentes para el reactor RA-1.

Tabla 3.2: Señales de extinción del reactor RA-1.

Parámetro	Descripción	Valor de disparo
Potencia	Potencia (flujo neutrónico del reactor)	1.10 veces la potencia nominal
Período	Período del reactor [s]	5
Salto térmico	Salto térmico en el núcleo [°C]	3.3
Temperatura	Temperatura de salida del núcleo [°C]	40
Nivel	Nivel de refrigerante sobre el núcleo [m]	0.20 ¹
Caudal	Caudal de refrigerante por el núcleo	0.90 veces el caudal nominal

¹ distancia por debajo del nivel nominal

Adicionalmente, el reactor cuenta con una señal de parada de bomba del primario por baja presión a la salida de la misma (0.85 veces la presión nominal de salida).

Capítulo 4

Código de cálculo empleado y modelo desarrollado

En este capítulo se describe el código de cálculo empleado [14] para llevar a cabo las simulaciones así como también el modelo desarrollado para este fin.

4.1. Código de cálculo RELAP

El código de planta utilizado es RELAP5, versión mod3.3gl.

RELAP (*Reactor Excursion and Leak Analysis Program*) es un código para análisis de transitorios capaz de manejar sistemas termohidráulicos tanto nucleares como no nucleares que involucren mezclas de vapor, agua y gases no condensables.

Este código fue desarrollado en el Laboratorio Nacional de Ingeniería de Idaho (*INEL, Idaho National Engineering Laboratory*) para la autoridad regulatoria de los Estados Unidos (*NRC, Nuclear Regulatory Commission*). Si bien fue diseñado para plantas nucleares de agua liviana, ha sido ampliamente empleado en Reactores Experimentales.

Las aplicaciones del código incluyen análisis de transitorios, requeridos para el análisis determinista y APS, con fines de licenciamiento y como verificación y realimentación al diseño. Aplicaciones específicas incluyen simulaciones de transitorios como pérdida de refrigeración, pérdida de refrigerante, inserciones de reactividad, transitorios anticipados sin actuación del sistema de extinción, etc.

El código acopla un modelo neutrónico utilizando la aproximación de cinética puntual con un modelo termohidráulico no homogéneo de no equilibrio, que resuelve seis ecuaciones de balance de masa, momento y energía para líquido y vapor. Esto permite tratar flujos en simple y doble fase a altas y bajas temperaturas y presiones. Los flujos tanto de energía como de momento son aproximados por modelos unidimensionales. Tiene incorporadas además dos ecuaciones de balance adicionales para modelar pre-

sencia de no condensables mezclados con el vapor y venenos neutrónicos disueltos en agua, llegando a resolver ocho ecuaciones y ecuaciones de cierre constituidas esencialmente por correlaciones empíricas para determinar los coeficientes de transferencia de calor, factores de fricción, etc.

En lo que respecta a la validación del código, ésta se ha realizado contra datos experimentales obtenidos para los principales fenómenos que se espera que ocurran en una central nuclear refrigerada por agua. La validación se refiere al grado de confianza que se puede tener sobre la precisión de los resultados predichos por el código. Se usaron cuatro fuentes de datos para validar el código a nivel internacional: datos de fenómenos, datos de efectos separados, datos integrales y datos de operación de planta.

El código requiere la discretización de los sistemas en volúmenes de control (nodalización), dentro de los cuales considera propiedades uniformes.

Los volúmenes de control se vinculan termohidráulicamente mediante uniones y térmicamente con estructuras. Para cada volumen se ingresan propiedades geométricas, orientación, rugosidad de las paredes, y demás propiedades. El código lee un archivo de texto como entrada (input), en el cual se vuelcan los datos antes descriptos junto con parámetros de procesos y neutrónicos. Además se incorporan modelos de componentes como bombas, turbinas, válvulas, y demás sistemas típicos de un reactor. A continuación se describen algunos de los componentes que el código tiene incluidos:

- ***Time dependent volumen (tmdpvol)* o volumen dependiente del tiempo:** Suele utilizarse para establecer condiciones de contorno. Es usado en cualquier situación en la que el fluido entra o sale del sistema que está siendo simulado. La variación de las propiedades en el tiempo se ingresa en una tabla relacionada a este componente.
- ***Time dependent junction (tmdpjun)* o unión dependiente del tiempo:** Se utiliza cuando las velocidades o los caudales másicos de las fases son conocidos como funciones del tiempo o de alguna otra variable que dependa del tiempo. Conectan volúmenes entre sí. La variación de las propiedades en el tiempo se ingresa en una tabla relacionada a este componente.
- ***Single volumen (snglvol)* o volumen simple:** Es un componente que representa un único volumen de control.
- ***Single junction (sngljun)* o unión simple:** Es un sistema de unión. Sirve para interconectar dos componentes.
- ***Multiple junction (mtpljun)* o unión múltiple:** Es un sistema de unión. Sirve para interconectar más de dos componentes.

- **Pipe:** Es una serie de volúmenes y uniones internas. Dichas uniones conectan la salida de un volumen con la entrada del siguiente.
- **Branch:** Este componente provee la posibilidad de modelar empalmes de tuberías. Consiste en un volumen con hasta 9 uniones a las cuales se le puede unir otros componentes.
- **Heat Structure:** Son componentes sólidos que sirven para simular estructuras de calor como recipientes de presión, mecanismos de control, elementos combustibles, entre otros.

Además, el código permite la programación de “trips” y “variables de control”:

- **Trips:** Son parámetros que permiten demandar la actuación de sistemas o componentes, mediante la comparación lógica de dicho parámetro con un valor de referencia.
- **Control variable o variable de control:** Permiten programar lógicas de control. Proveen la capacidad de evaluar ecuaciones algebraicas y diferenciales, y así modelar variables que el código no muestra por defecto.

4.2. Descripción del modelo

En esta sección se describe en detalle el modelo de reactor RA-1 confeccionado para ser empleado con el código RELAP recién descrito. Se efectuó un modelado de la pileta del reactor, circuito primario, los reflectores internos y el núcleo. El circuito secundario se modeló como condición de borde.

4.2.1. Pileta del Reactor

La figura 4.1 presenta la nodalización de la pileta del reactor. La PRE se halla a presión atmosférica, lo cual se modela como condición de borde mediante el componente *tmdpvol* 10. Este volumen se conecta a un *snglvol* (20), el cual se halla parcialmente lleno de agua. Vinculado a este volumen se hallan dos componentes *pipe* (30 y 40) con los correspondientes cambios de área transversal. Dichos componentes se conectan entre sí mediante una unión multiple, usando para este fin un componente *mtpljun* (31). Esta nodalización pretende representar adecuadamente los circuitos de convección que pueden establecerse en la pileta del reactor respetando además el inventario de refrigerante presente en la misma. Los componentes utilizados para la nodalización de la PRE no tienen ninguna estructura de calor asociada en forma externa, por lo cual la misma se modela como adiabática.

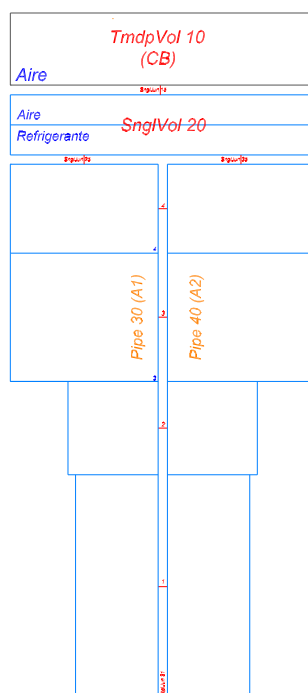


Figura 4.1: Nodalización de la PRE del RA-1.

4.2.2. Circuito de refrigeración primario

En la figura 4.2 se muestra un esquema general de la nodalización del PRI, el cual comprende las tuberías principales de dicho sistema, así como las bombas y el intercambiador de calor.

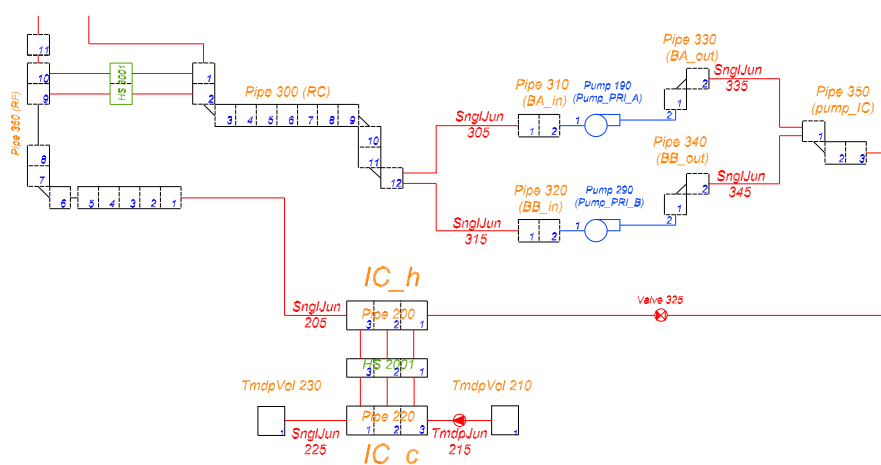


Figura 4.2: Nodalización del PRI del RA-1.

Entrada y salida de la PRE

La figura 4.3 muestra las cañerías de entrada y salida de la PRE. Estas se representan mediante componentes *pipe* (330 para la rama caliente y 360 para la rama fría). Como puede apreciarse en la figura 4.4, una parte de la tubería de salida del reactor rodea la sección final de la tubería de retorno. Este intercambio de calor entre el refrigerante caliente que abandona la PRE y el agua fría que reingresa a la misma se modela mediante la estructura de calor 3001, la cual vincula ambos tramos.

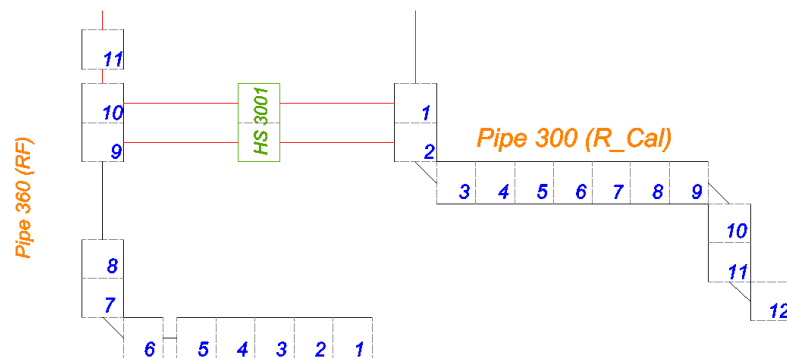


Figura 4.3: Nodalización de las tuberías de entrada y salida de la PRE.

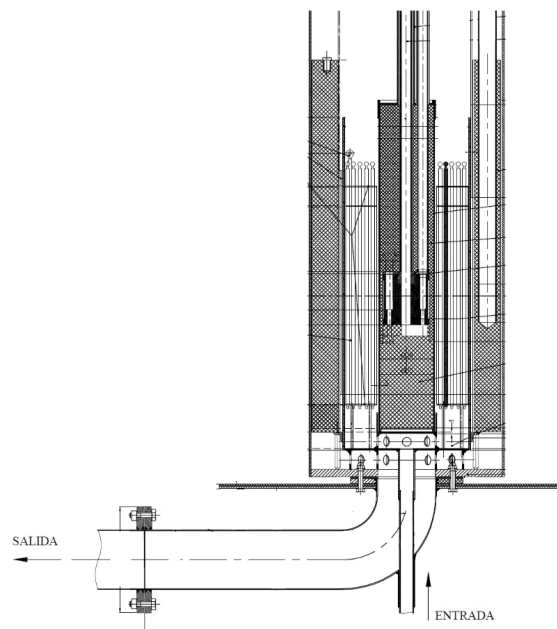


Figura 4.4: Detalle de penetraciones de la PRE.

Bombas del PRI

La figura 4.5 presenta las bombas del PRI con sus respectivas tuberías de entrada y salida. Como se mencionó con anterioridad, el sistema cuenta con dos bombas, modela-

das con componentes *pump* (190 y 290), de las cuales una se halla apagada funcionando como reserva en caso de que la principal salga de servicio.

Las bombas no cuentan con volante de inercia. La experiencia operativa de la planta arroja un tiempo de alrededor de 2 s para que el caudal se anule una vez interrumpido el suministro eléctrico de la bomba. Este dato se utilizó para ajustar el momento de inercia asignado a dicho componente.

La señal de parada de bomba por baja presión a la salida se modela mediante un trip que monitorea la presión en el tramo de salida de las bombas, el cual está representado por el componente *pipe* 350.

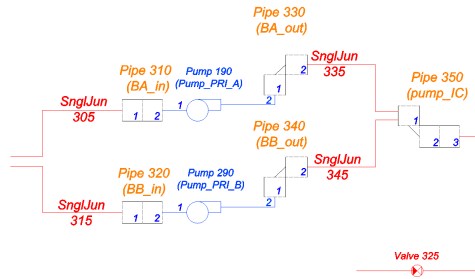


Figura 4.5: Detalle de bombas y tuberías asociadas.

Intercambiador de calor del PRI

En la figura 4.6 puede apreciarse la nodalización del intercambiador de calor del PRI. Este se modela mediante dos componentes *pipe* (200 el lado caliente y 220 el lado frío). El lado secundario se modela como condición de borde mediante el uso de un componente *tmpdjun* 215 para fijar el caudal másico y componentes *tmpdvol* 210 y 230 para fijar las condiciones de entrada y salida. El lado primario se vincula térmicamente al secundario mediante una estructura de calor (*HS* 2001). El área calefaccionada de esta estructura se ajusta a fin de cumplir las condiciones de temperatura de entrada y salida del lado caliente.

Adicionalmente, el modelo cuenta con un componente *valve* 325. Este tiene la finalidad de aportar una mayor flexibilidad al modelo al brindar la capacidad de aislar la PRE en caso de que el refrigerante en la rama caliente del intercambiador de calor circule en sentido inverso.

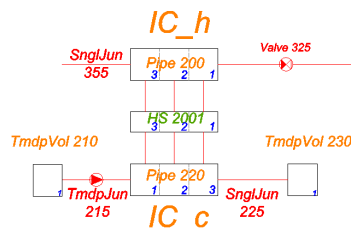


Figura 4.6: Nodalización del intercambiador de calor del PRI.

4.2.3. Núcleo

La nodalización del núcleo se llevó a cabo atendiendo a la distribución de potencia por barra y por zona axial dentro de cada barra reportada en el trabajo llevado a cabo por la GRyCN del CAC [15]. Los datos extraídos de dicho trabajo permiten inferir el perfil axial y radial del flujo neutrónico en el núcleo.

Canales del núcleo

Si bien se trata de un núcleo abierto, para el modelado se definen canales hipotéticos que consisten en la barra combustible con la porción de refrigerante que circula en sus inmediaciones. La figura 4.7 muestra un esquema de la nodalización de los canales para el caso de 2 canales promedios.

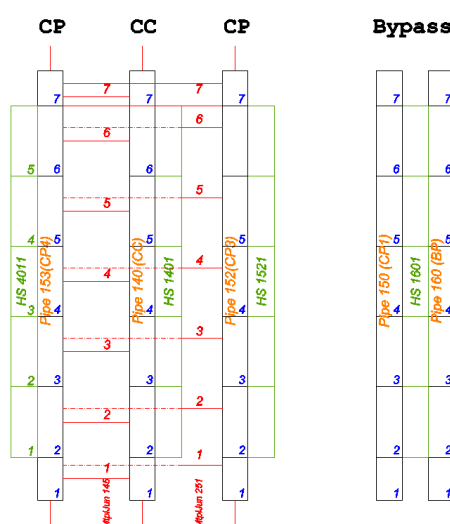


Figura 4.7: Esquema de canales nodalizados para el núcleo (ejemplo con 2 CP).

El detalle de cada canal es el siguiente:

- **Canal caliente (CC):** representa la barra combustible con el mayor factor de pico en el núcleo. Al ser el canal más exigido desde el punto de vista de la refrigeración, se lo utiliza para calcular los márgenes críticos. El modelo cuenta con la posibilidad de emplear el factor de pico que se desprende de los datos calculados en [15]. Sin embargo, en este trabajo se utiliza de manera conservativa un valor superior (factor de pico = 2) [16].

Este canal se modela mediante el componente *pipe* 140 con la estructura de calor 1401 asociada a los volúmenes correspondientes a la zona activa del núcleo.

- **Canal de Bypass (BP):** este canal contiene el refrigerante que no entra en contacto con ningún elemento combustible y corresponde a la posición vacía del crióstato, el cual se halla fuera de servicio. Se modela mediante un componente

pipe (160) con una estructura de calor (1601) asociada al mismo a fin de modelar la transferencia de calor hacia los canales promedios.

- **Canales promedios (CP):** representan al conjunto de todos los otros canales calefaccionados por las barras combustibles. En estos canales se disipa la mayor cantidad de potencia del núcleo. Cada canal promedio se modela mediante un componente *pipe* y una estructura de calor asociada a la zona activa para representar la generación de energía en los mismos.

Dada la geometría particular del núcleo de este reactor, (barras verticales paralelas con flujo cruzado) se consideró conveniente generar tres modelos distintos del núcleo del reactor utilizando 2, 4 y 8 canales promedios a fin de evaluar el impacto de una mayor discretización en los resultados obtenidos.

Adicionalmente se utilizaron componentes *mtpljun* para vincular lateralmente los canales promedios entre sí y con el canal caliente, posibilitando el establecimiento de flujos cruzados a fin de representar correctamente la característica de núcleo abierto del reactor.

Rebalse

El refrigerante, luego de atravesar en forma ascendente el núcleo, rebalsa hacia el espacio existente entre el tanque separador y el grafito lateral interno, como puede apreciarse en la figura 4.8.

Este rebalse es modelado mediante componentes tipo *pipe*, utilizando 2, 4 u 8 según la nodalización seleccionada.

El tanque separador (de aluminio) se modela mediante estructuras de calor *HS 180x*, cuya cantidad depende del número de canales promedios utilizados. Cada estructura se conecta a un canal rebalse y a un canal promedio como puede apreciarse en la figura 4.9.

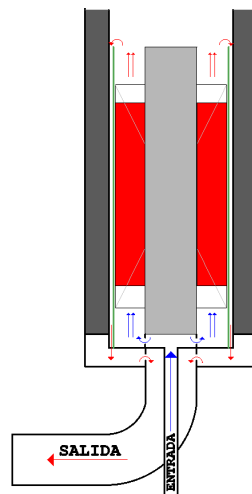


Figura 4.8: Esquema del camino recorrido por el refrigerante en el núcleo.

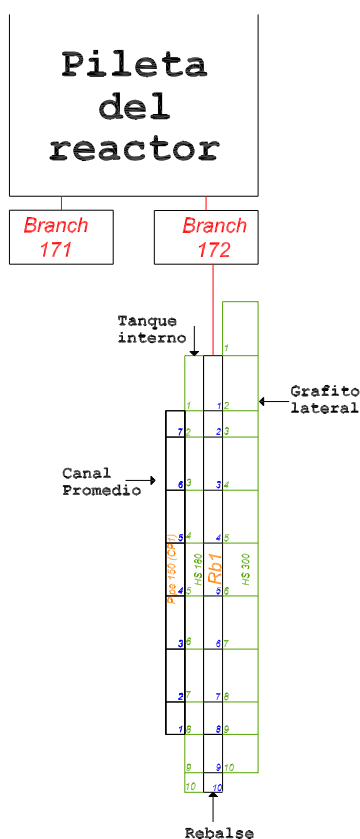


Figura 4.9: Nodalización de un canal de rebalse (Rb1).

Reflectores

Como se ha mencionado en la descripción de la instalación, el núcleo del reactor cuenta con reflectores de grafito para mejorar la economía de neutrones. Se optó por modelar los grafitos internos a fin de considerar el impacto que el calentamiento de los mismos tiene en las realimentaciones de reactividad y en la transferencia de calor hacia el refrigerante. La figura 4.10 muestra esquemáticamente la ubicación de los reflectores.

La energía depositada en los reflectores así como también los valores de flujo neutrónico térmico y el coeficiente de realimentación de reactividad por temperatura del grafito fueron calculados con MCNP por la GRyCN. A partir de los datos de flujo neutrónico se obtuvo el perfil de flujo axial en los reflectores.

Cada reflector se modela mediante n estructuras de calor, donde n puede tomar el valor de 2, 4 u 8 dependiendo de la cantidad de canales promedios utilizados.

- **Reflector central (RC):** Cada estructura se vincula a un canal promedio.
- **Reflector lateral interno (RL):** Cada estructura se conecta a un canal del rebalse.

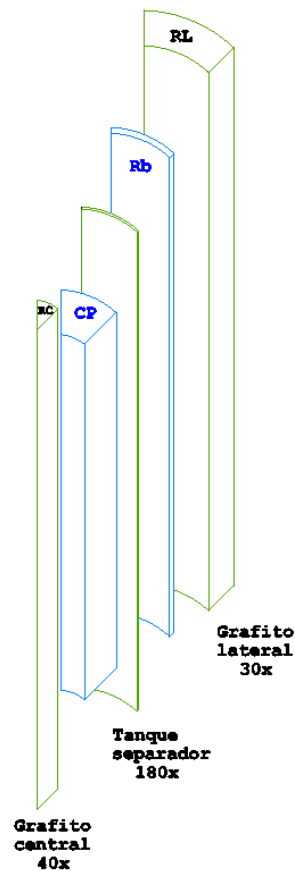


Figura 4.10: Esquema de la ubicación de los reflectores internos.

Entrada y salida del núcleo

El refrigerante ingresa a la PRE por la parte inferior y descarga en el tanque separador a través de una serie de perforaciones, como puede observarse en la figura 4.4. Esta zona se modeló mediante el componente 110 en cuya unión de entrada se tiene en cuenta la pérdida de carga que sufre el refrigerante al atravesar la placa perforada mencionada. Este componente se vincula térmicamente con la parte inferior del tanque separador.

La sección de refrigerante previa a la grilla inferior vinculada térmicamente al reflector central y lateral, e hidráulicamente a los canales del núcleo, se modela con un componente *branch* (120) para el caso de 2 y 4 CP. En el caso de 8 CP, surge una limitación inherente al código RELAP, el cual provee un máximo de 9 uniones para el componente *branch*. Frente a este obstáculo, se proponen dos opciones, el uso de dos componentes *branch* interconectados o el uso de un solo *branch* conectado con un componente *mtpljun*. Esto condujo a la confección de dos modelos distintos para 8 CP, uno con dos componentes *branch* a la entrada (112 y 114) y otro con un único *branch* (120).

El modelado de la parte superior del núcleo presenta un problema similar para 8

CP, el cual se resuelve nuevamente de dos formas distintas. Esto lleva a que el agua comprendida entre la parte superior del reflector central y la grilla superior del núcleo se modele mediante un componente *branch* (170) en el caso de las nodalizaciones de 2, 4 y 8 CP modificado y mediante dos componentes *branch* (166 y 168) para la nodalización de 8 CP. A continuación se ubican dos componentes *branch* (171 y 172) los cuales se conectan térmicamente a los nodos iniciales del reflector lateral e hidráulicamente a los componentes inferiores (170 o 166 y 168) y a la PRE.

Finalmente, el agua luego de descender por el rebalse ocupa un espacio comprendido entre la base de la PRE y la parte inferior del tanque separador antes de abandonar la PRE. Este volumen es modelado mediante un componente *branch* 188, el cual se conecta a la rama caliente del PRI, *pipe* 300 de la nodalización.

En la figura 4.11 se esquematiza la ubicación de los componentes descriptos.

La figura 4.12 muestra una vista superior de las distintas nodalizaciones propuestas. Puede apreciarse en color verde las estructuras de calor utilizadas para los reflectores internos (central y lateral) y el tanque separador (asociado al rebalse).

Las figuras 4.13, 4.14, 4.15 y 4.16 presentan los modelos del núcleo con 2, 4 y 8 canales promedio, respectivamente.

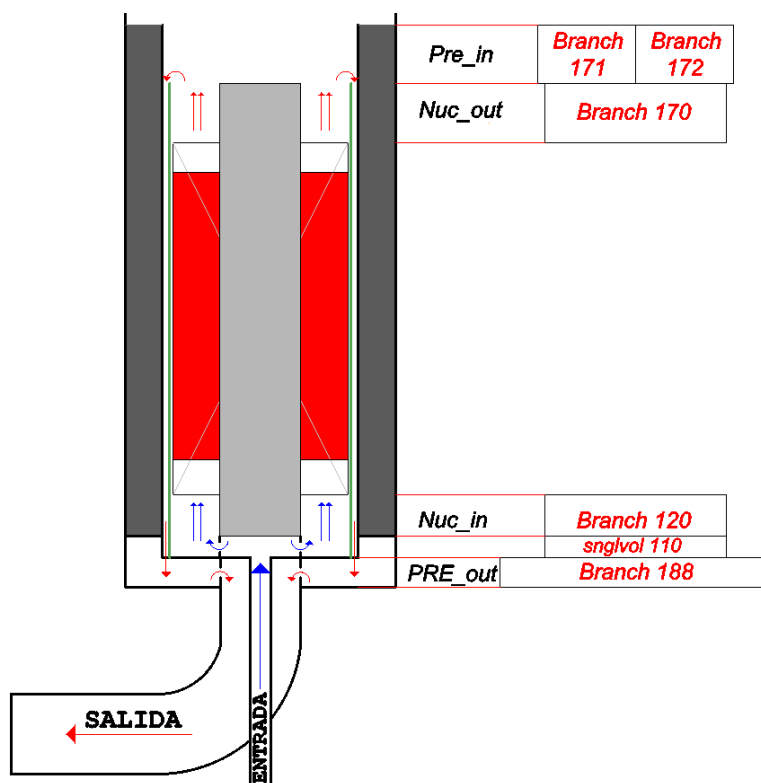


Figura 4.11: Esquema de los componentes de entrada y salida del núcleo.

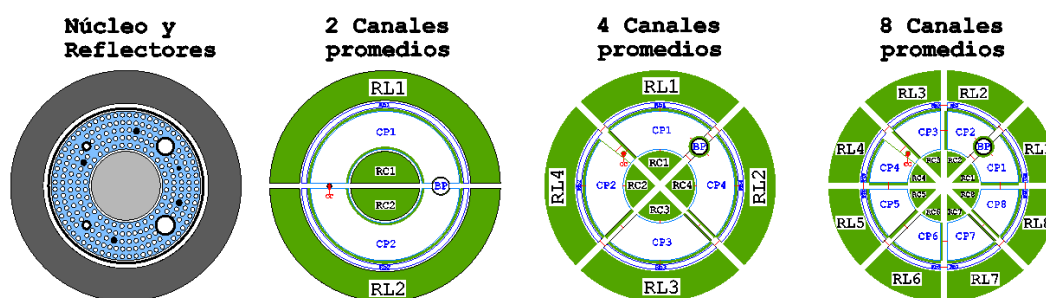


Figura 4.12: Esquema de las nodalizaciones propuestas.

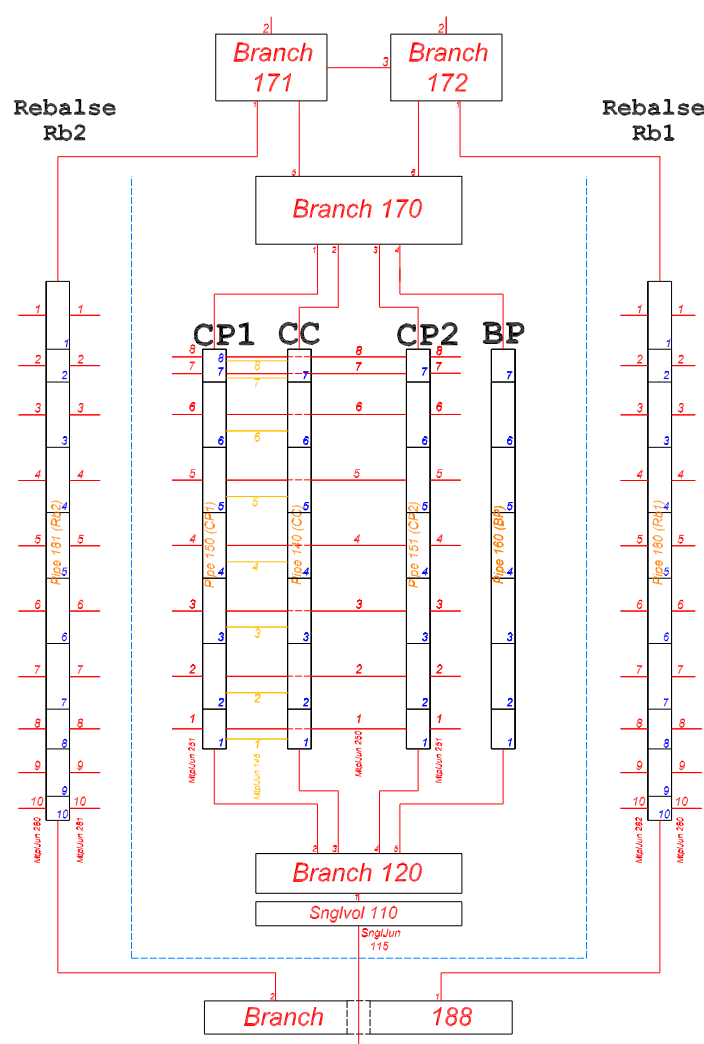


Figura 4.13: Nodalización del núcleo con 2 CP.

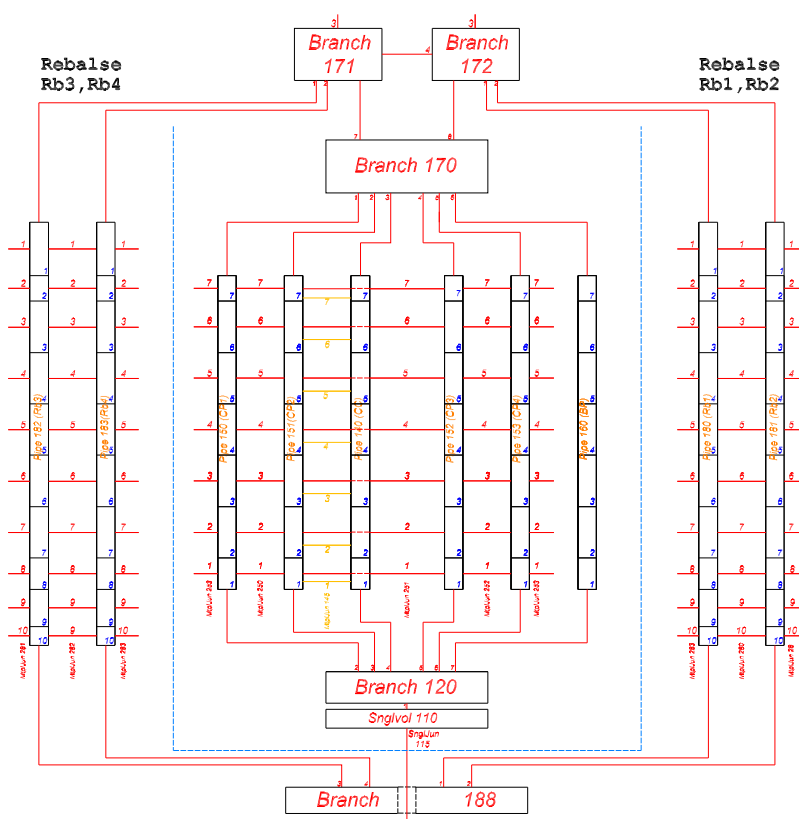


Figura 4.14: Nodalización del núcleo con 4 CP.

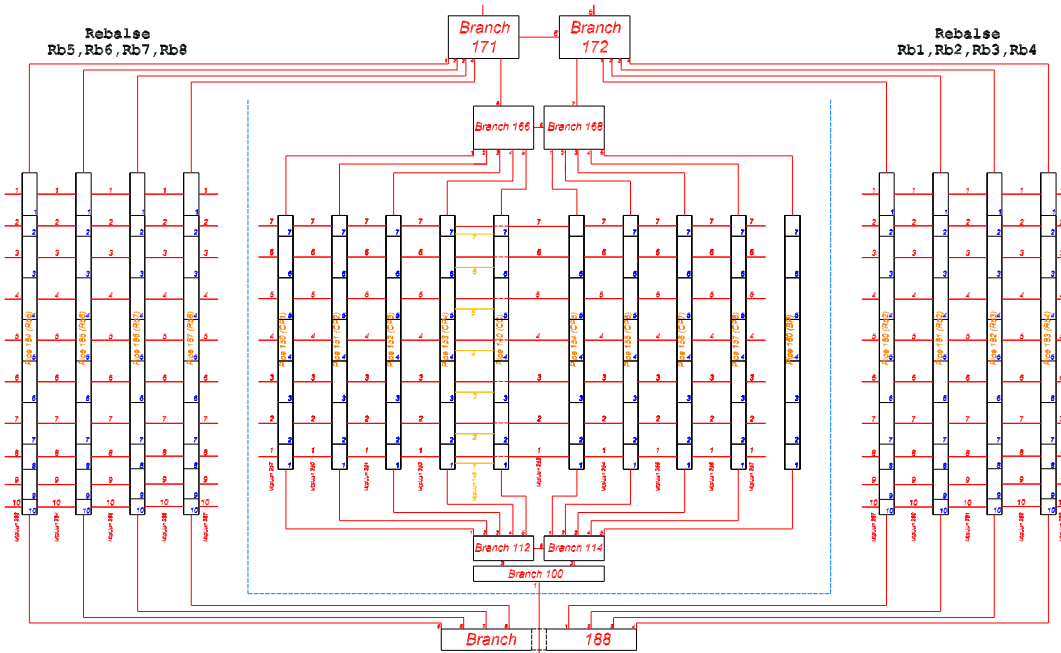


Figura 4.15: Nodalización del núcleo con 8 CP.

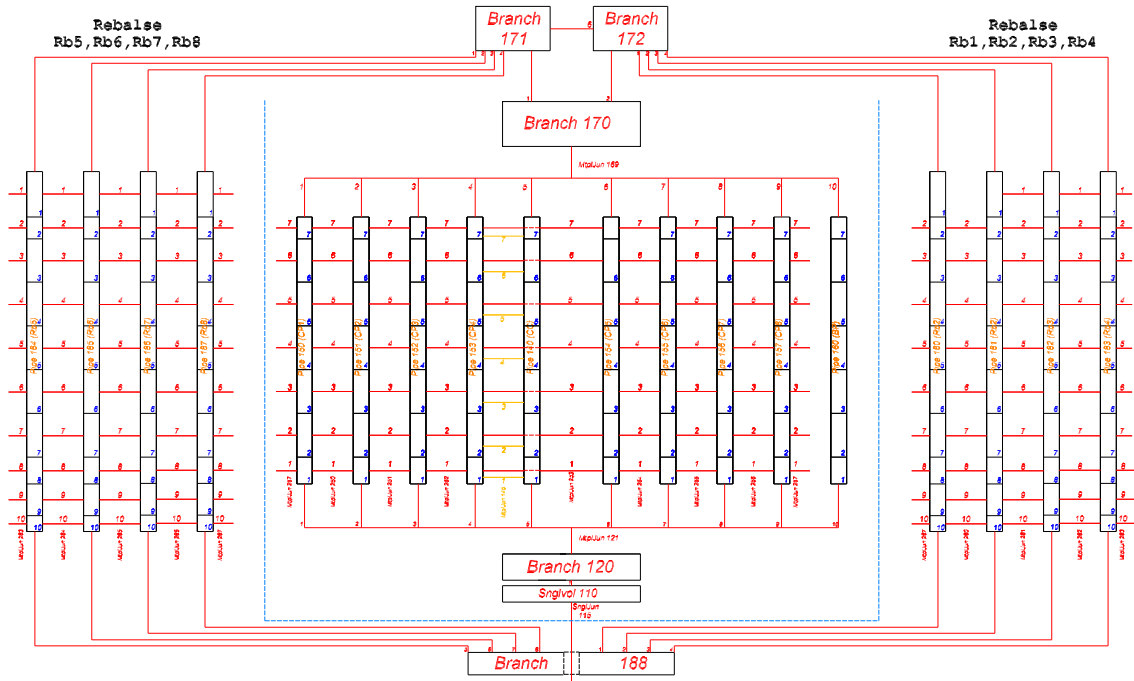


Figura 4.16: Nodalización modificada del núcleo con 8 CP.

4.2.4. Modelado de la cinética del núcleo del reactor

La cinética del núcleo se modeló utilizando el modelo de cinética puntual proporcionado por el código RELAP. Se utilizaron los siguientes valores de fracción efectiva de neutrones retardados y vida media de neutrones instantáneos.

Tabla 4.1: Coeficientes de cinética puntual utilizados en la nodalización.

Parámetro	Valor a plena potencia
β_{eff} [pcm]	751
Λ [μ s]	98.31

La potencia de decaimiento del reactor, en los primeros instantes, es la resultante de la suma de las fisiones producidas por los neutrones retardados y del decaimiento radiactivo de los productos de fisión y actínidos según las tablas ANS79-1, con un factor de seguridad de 1.2.

Coeficientes de realimentación de reactividad

Se incorporaron las realimentaciones de reactividad debido a variaciones en la densidad del moderador, temperatura de combustible y temperatura de reflector (grafitos). Los datos cargados se obtuvieron a partir de la información proporcionada en la referencia [17].

La contribución de cada volumen del núcleo a la reactividad total se computó a partir de un factor de peso (*weighting factor*), el cual se calculó a partir de la siguiente fórmula:

$$w_i = \frac{\phi_i^2 V_i}{\sum_i \phi_i^2 V_i} \quad (4.1)$$

donde:

ϕ_i : flujo neutrónico térmico en la zona i, $[n/cm^2 s]$.

V_i : volumen de la zona i, $[cm^3]$.

4.2.5. Sistema de extinción

El sistema de extinción está constituido por cuatro barras que cumplen funciones de control y de seguridad.

El tiempo de caída de las barras se fija en 1 s [18].

En todos los casos se asume en forma conservativa la falla de la barra más pesada durante el apagado (criterio de falla simple). La figura 4.17 muestra la forma que adopta la curva de inserción de reactividad negativa correspondiente a la actuación del sistema de extinción con falla simple.

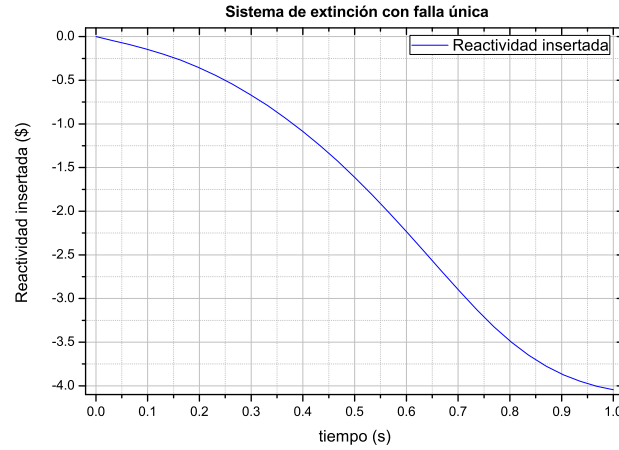


Figura 4.17: Reactividad insertada por el Sistema de Extinción.

Retardos en las señales de extinción

Las señales de extinción del reactor se presentaron en la descripción del reactor. La tabla 4.2 presenta los retardos asociados con la transmisión de la señal, los cuales se basan en los valores utilizados en el modelo del reactor RA-10.

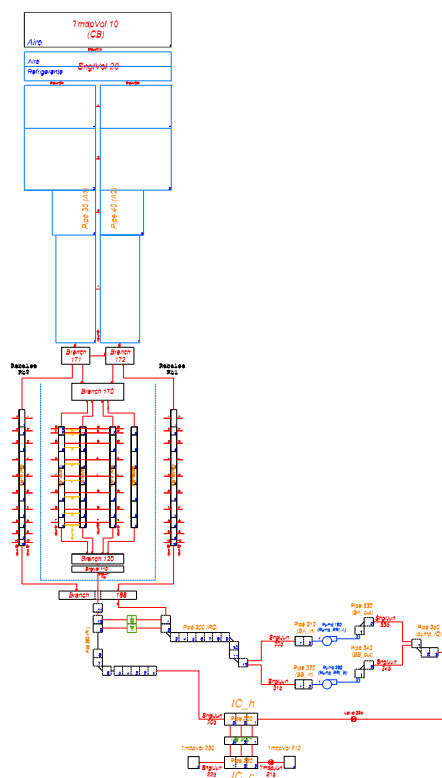
Tabla 4.2: Retardos utilizados para las señales de extinción del reactor.

Variable	Retardo [s]
Flujo o tasa de flujo neutrónico	0.26
Temperatura	5
Nivel	2
Caudal o Presión	2

4.3. Modelos de planta

En las figuras 4.18, 4.19, 4.20 y 4.21 se presenta el modelo de planta del reactor con los componentes descriptos. Puede observarse el PRI conectado al núcleo del reactor y este a la PRE. Debido a las distintas nodalizaciones posibles del núcleo, se cuenta de hecho con cuatro modelos de planta los cuales se identifican de la siguiente manera:

- **Noda_0:** modelo del reactor con núcleo de 2 canales promedios.
- **Noda_1:** modelo del reactor con núcleo de 4 canales promedios.
- **Noda_2a:** modelo del reactor con núcleo de 8 canales promedios.
- **Noda_2b:** modelo del reactor con núcleo de 8 canales promedios modificado.

**Figura 4.18:** Nodalización 0 del reactor, núcleo con 2 CP.

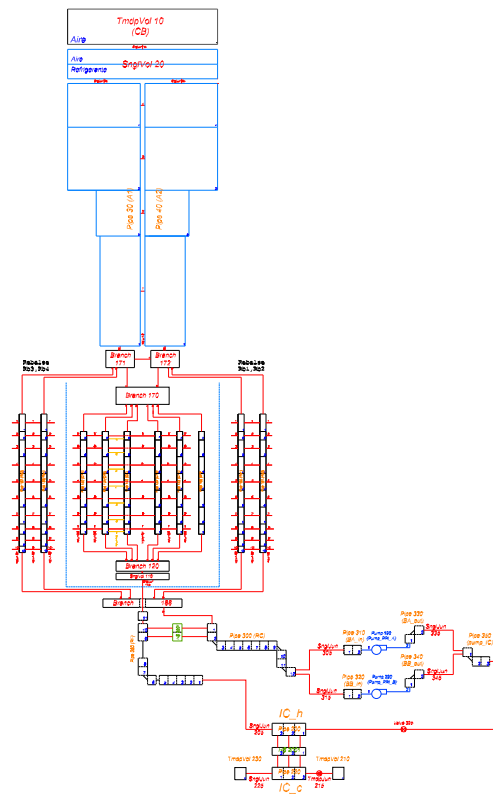


Figura 4.19: Nodalización 1 del reactor, núcleo con 4 CP.

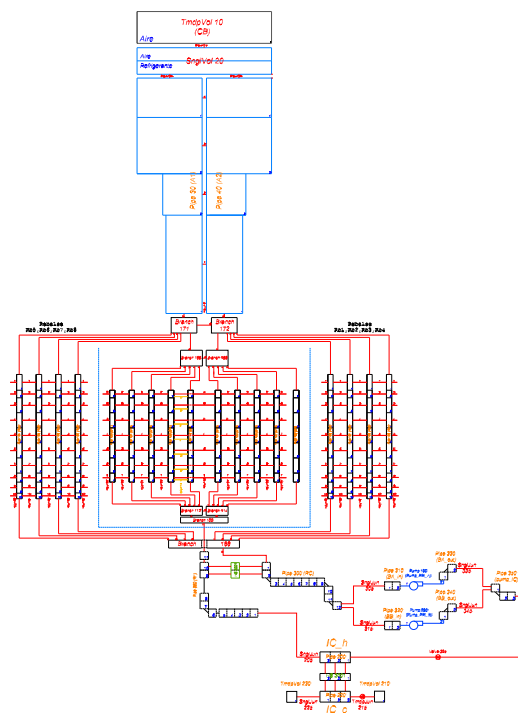


Figura 4.20: Nodalización 2a del reactor, núcleo con 8 CP.

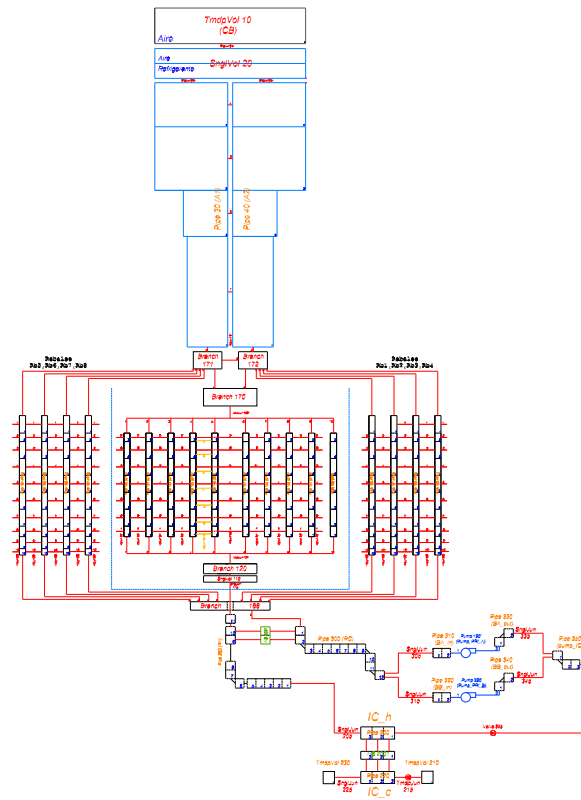


Figura 4.21: Nodalización 2b del reactor, núcleo con 8 CP modificado.

Capítulo 5

Verificación del modelo

En este capítulo se presenta una contrastación del modelo con datos experimentales extraídos de una experiencia llevada a cabo en el reactor RA-1.

5.1. Medición de coeficientes de reactividad en el reactor RA-1

En el trabajo referenciado en [19] se describe el procedimiento mediante el cual se midieron los coeficientes de reactividad en el reactor RA-1. En dicho trabajo, se efectuaron mediciones en el reactor con el objetivo de estimar los coeficientes isotérmicos y por potencia. Para el primero de ellos, se trabajó con el reactor a baja potencia y se analizó la variación de reactividad al enfriar el moderador. El coeficiente de reactividad por potencia fue medido en dos ensayos distintos: durante un transitorio de potencia y durante estados estacionarios de potencia.

En este capítulo se analiza el transitorio de potencia estudiado, contando para ello con los datos de evolución de reactividad y potencia en función del tiempo. La experiencia consistió en la inserción de 0.12 \$ mediante la extracción de una barra de control con el reactor operando inicialmente a 6 W, dejando evolucionar el reactor durante aproximadamente 12 min hasta que la potencia alcanzó los 27 kW, registrando la variación de reactividad en función de la potencia del reactor durante el transitorio.

Los valores obtenidos para los coeficientes de reactividad por temperatura de combustible y por temperatura de moderador fueron:

- coeficiente por temperatura de combustible: $-0.00166 \pm 0.00013 \frac{\$}{K}$
- coeficiente por temperatura de moderador: $0.00776 \pm 0.00011 \frac{\$}{K}$

5.2. Simulación de la experiencia

A fin de simular la experiencia, se obtuvieron los respectivos estados estacionarios a 6 W para los cuatro modelos propuestos. A partir de los valores reportados de coeficientes de reactividad e incertezas se conformaron tres combinaciones, las cuales se cargaron en el modelo de cinética puntual como realimentaciones de reactividad. Dichas combinaciones se detallan en la tabla 5.1. Una vez configurada la parte cinética se efectuó una inserción de reactividad de 0.12 \$ entre $t = 169$ s y $t = 190$ s, procediéndose luego a comparar los resultados.

Tabla 5.1: Coeficientes de reactividad utilizados para la simulación de la experiencia de inserción de reactividad en el RA-1.

Identificación	$\alpha_{Tcomb} \left[\frac{\$}{K} \right]$	$\alpha_{Tmod} \left[\frac{\$}{K} \right]$	Descripción
RK_1	-0.00166	0.00776	valores promedio
RK_2	-0.00153	0.00787	máx α_{Tcomb} y máx α_{Tmod}
RK_3	-0.00179	0.00765	mín α_{Tcomb} y mín α_{Tmod}

5.3. Resultados

En la figura 5.1 se presenta la comparación entre las mediciones de reactividad y la evolución obtenida para las tres combinaciones de coeficientes de reactividad utilizando el modelo de 2 canales promedios. En la misma figura se indica con línea punteada el instante en el cual se comenzó a compensar la reactividad mediante la reinserción de la barra de control. Las figuras 5.2, 5.3 y 5.4 presentan la información análoga para los modelos de 4, 8 CP y 8 CP modificado, respectivamente.

En la figura 5.5 se comparan los resultados obtenidos con los cuatro modelos (empleando valores promedios para los coeficientes de reactividad). Puede observarse que todos los modelos son capaces de seguir la evolución de la reactividad, lo que permite concluir que dichos modelos representan adecuadamente el acople termohidráulico y neutrónico del reactor.

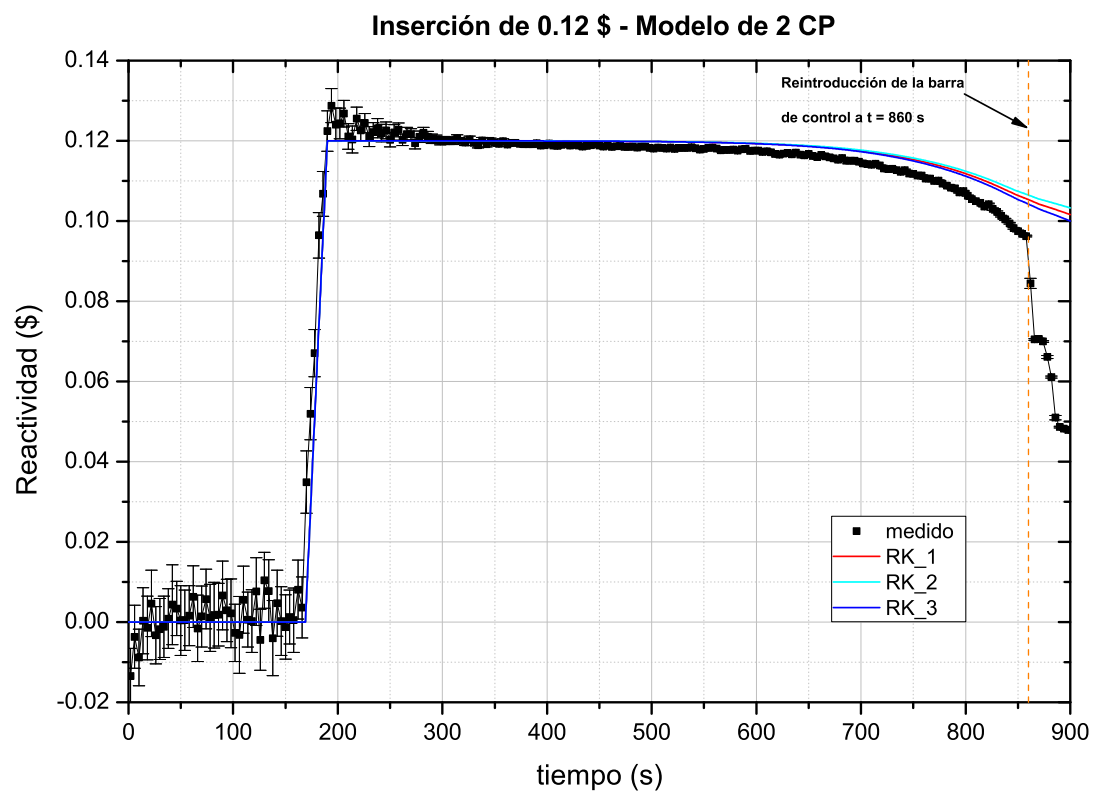


Figura 5.1: Comparación, modelo de 2 CP.

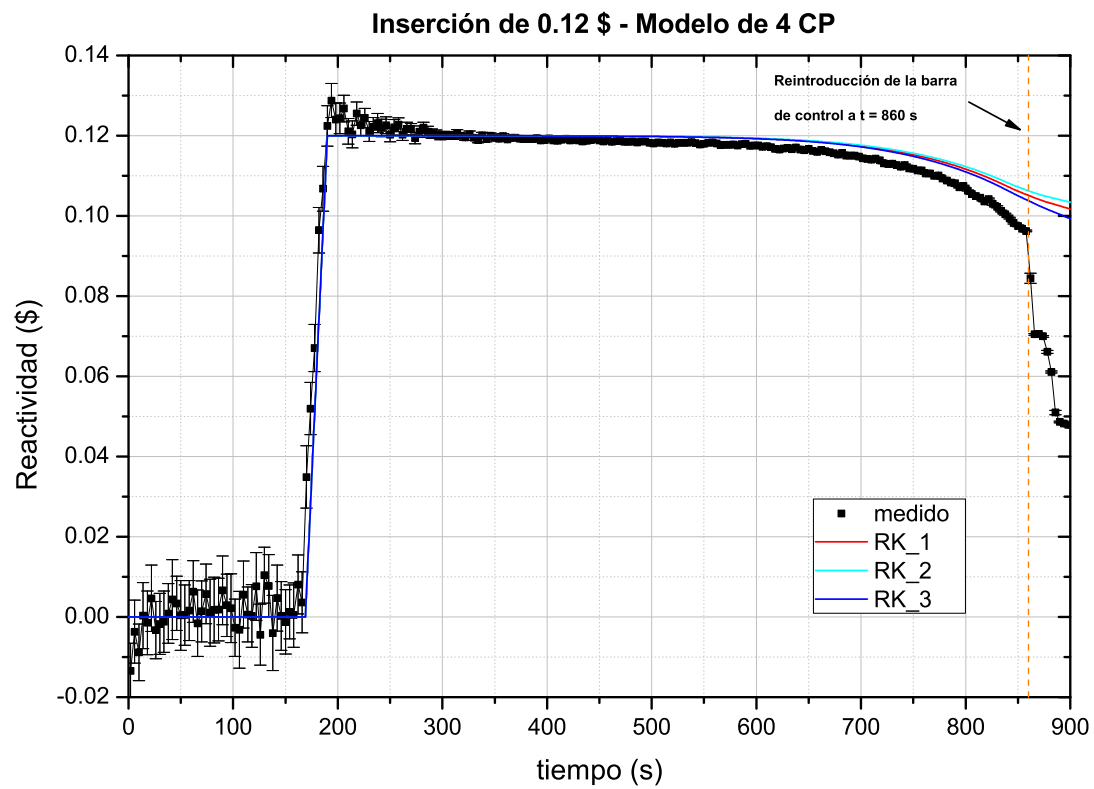


Figura 5.2: Comparación, modelo de 4 CP.

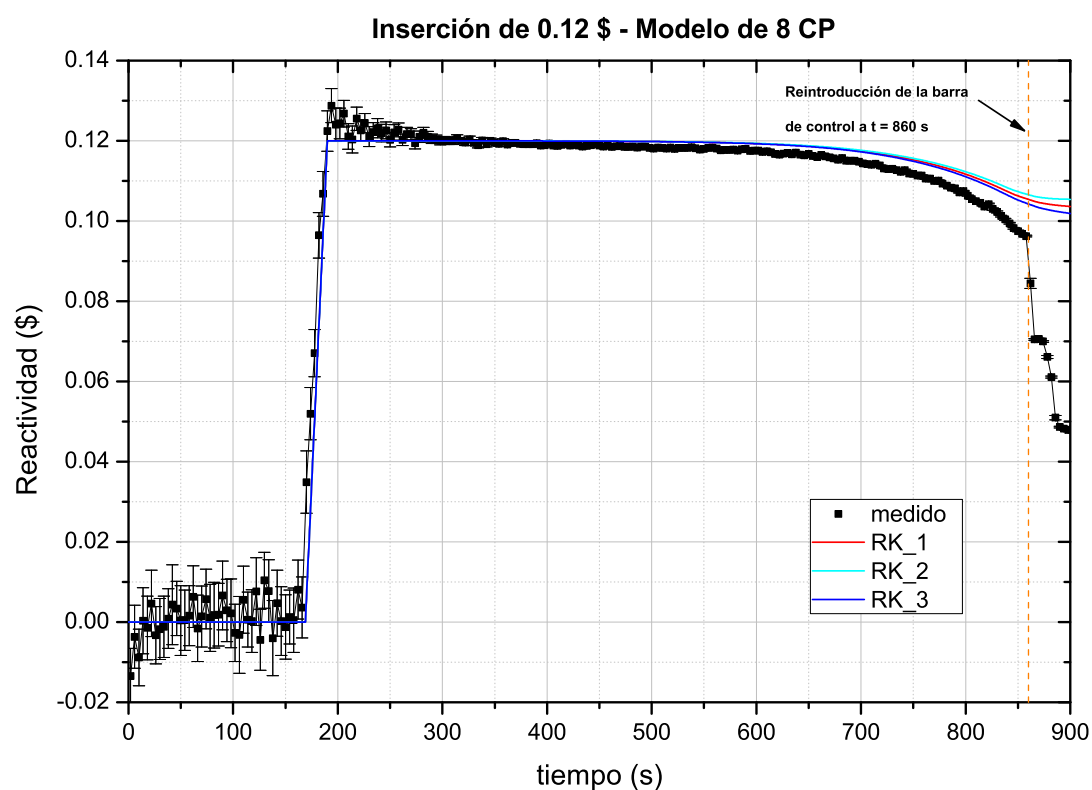


Figura 5.3: Comparación, modelo de 8 CP.

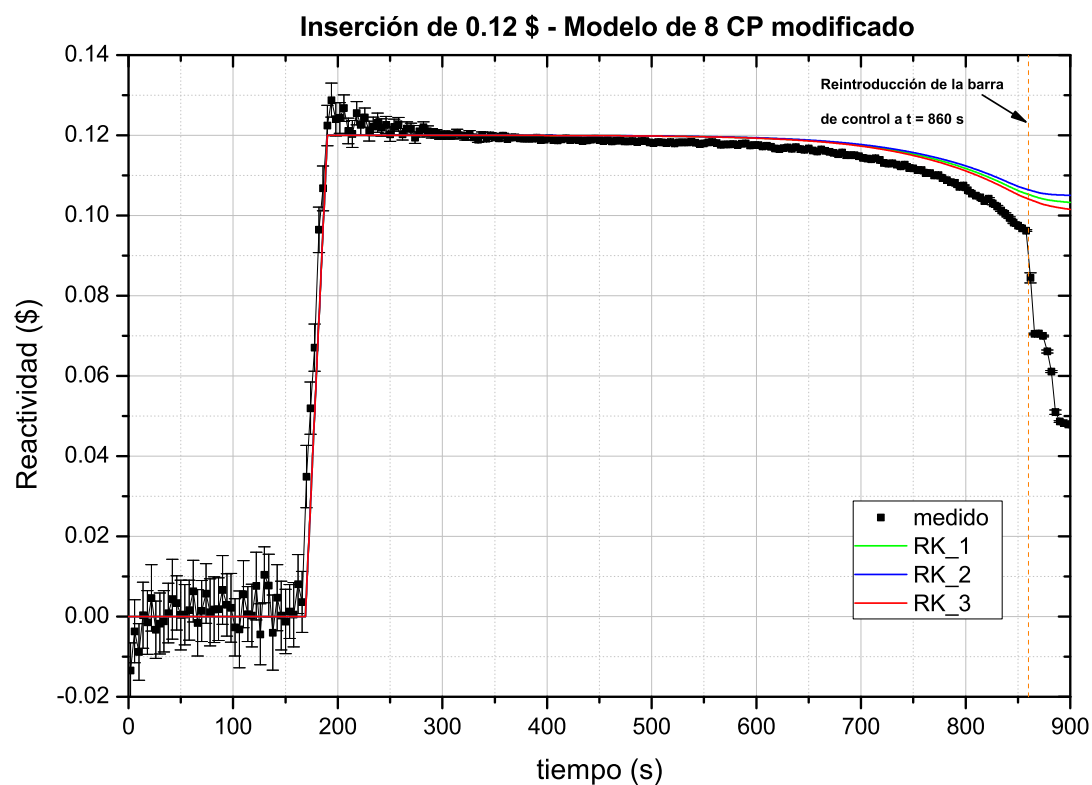


Figura 5.4: Comparación, modelo 8 CP modificado.

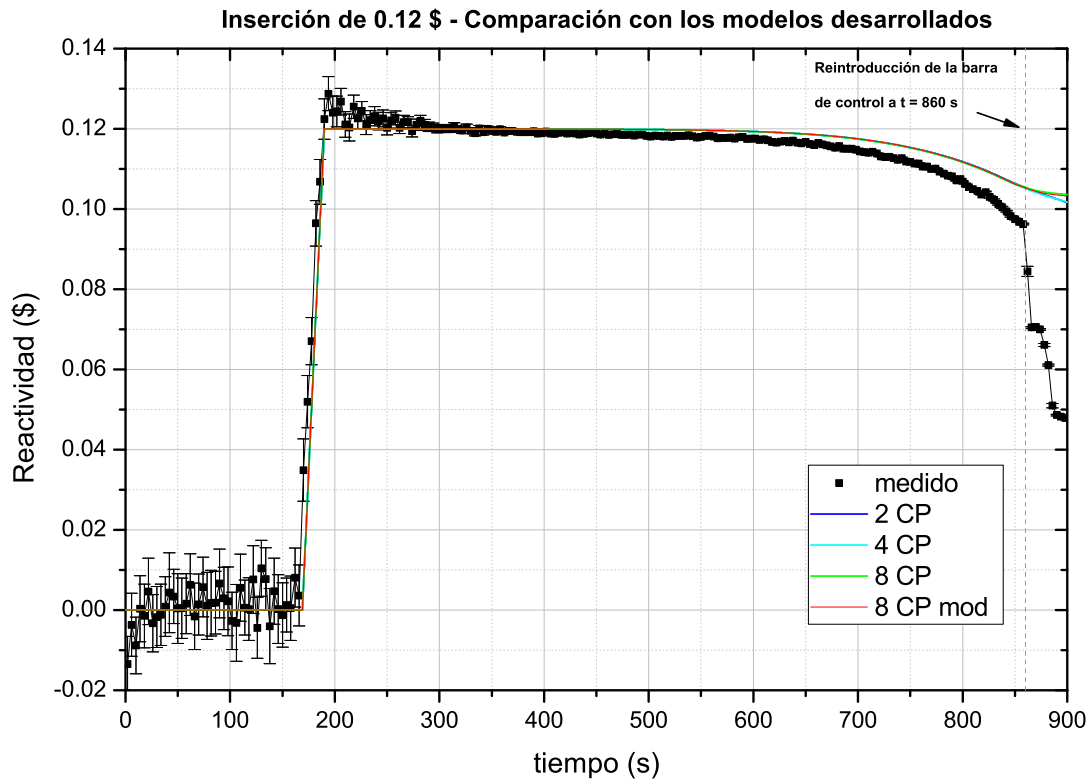


Figura 5.5: Comparación de resultados, modelos de 2 CP, 4 CP, 8 CP y 8 CP modificado.

La figura 5.6 muestra la evolución de la potencia del reactor durante la experiencia. Puede observarse que los valores predichos por los modelos son muy similares entre sí pero resultan superiores a los valores medidos. Esta discrepancia se explica atendiendo a la figura 5.7, la cual presenta las realimentaciones de reactividad por temperatura de combustible y moderador. Puede observarse que el moderador prácticamente no inyecta reactividad durante la experiencia, siendo el aumento de temperatura del combustible el principal responsable de la realimentación negativa de reactividad. A fin de evaluar este efecto, se realizaron dos pruebas modificando el factor de ensuciamiento (FF) de las estructuras de calor asociadas al combustible, deteriorando de esa forma la transferencia de calor (FF menor a 1). Esto hace que el combustible aumente su temperatura insertando una mayor cantidad de reactividad negativa como puede apreciarse en la figura 5.8. La figura 5.9 muestra el acercamiento al comportamiento real a medida que se empeora la transferencia de calor. Esto permite concluir que el modelo resulta conservativo desde el punto de vista de las realimentaciones de reactividad. Es decir, dado que en este trabajo se analizarán eventos más allá de la base de diseño con actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad, los modelos desarrollados resultan conservativos ya que las realimentaciones de reactividad resultan menores a las observadas experimentalmente.

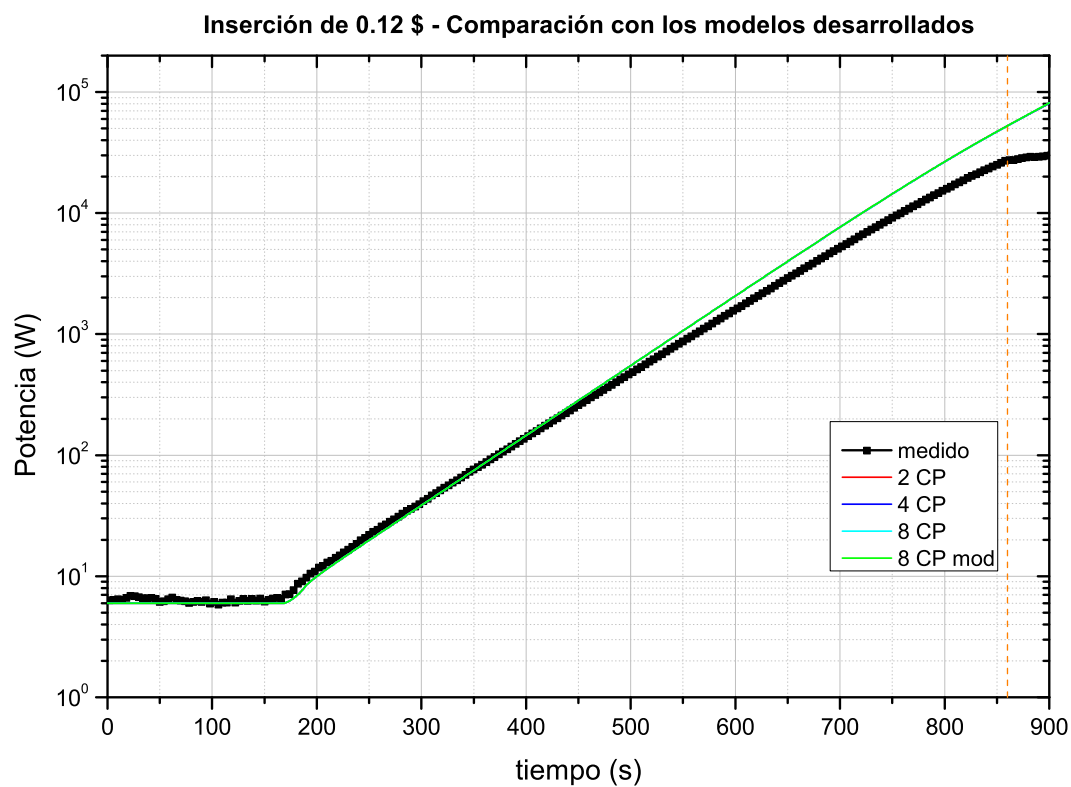


Figura 5.6: Comparación, modelos de 2, 4, 8 CP y 8 CP modificado.

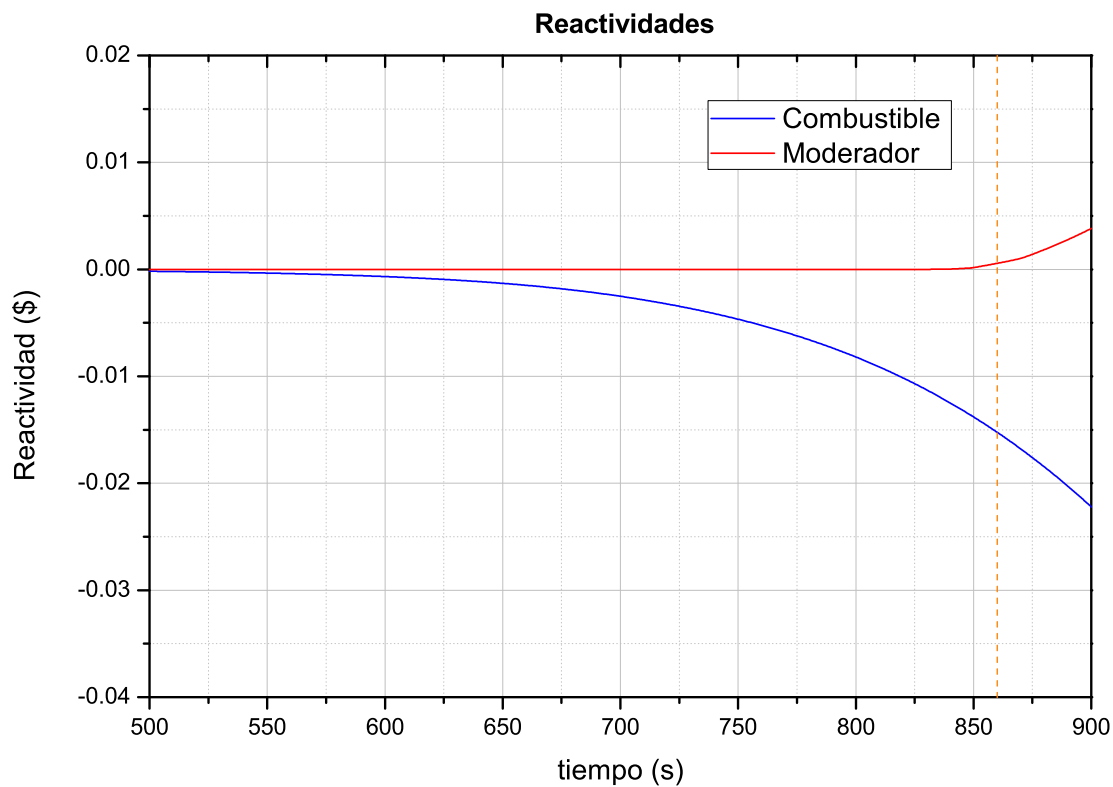


Figura 5.7: Reactividades insertadas por cambios en el moderador y combustible.

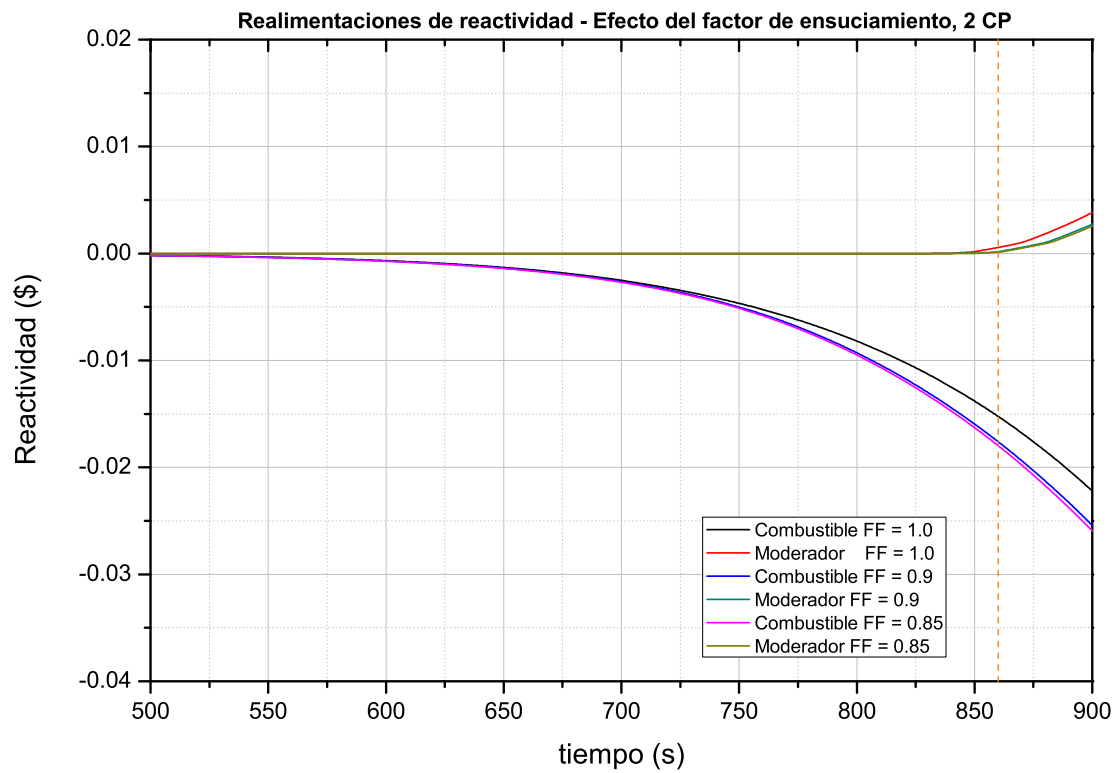


Figura 5.8: Efecto del factor de ensuciamiento en la realimentación de reactividades.

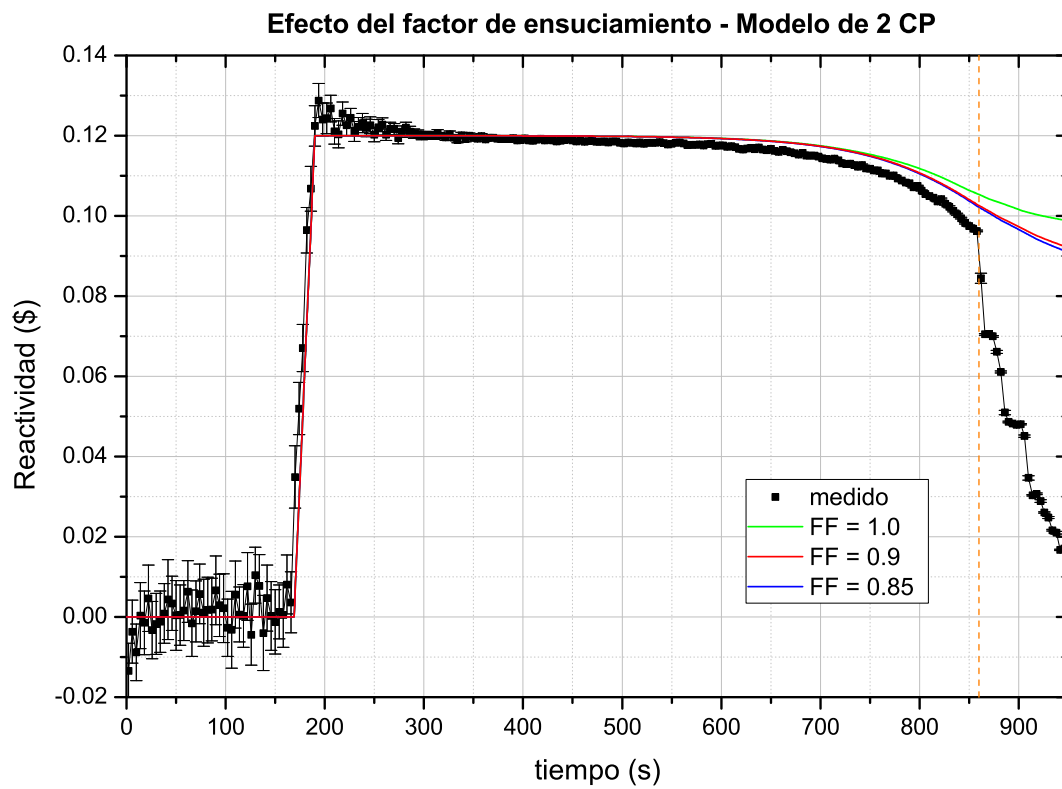


Figura 5.9: Efecto del factor de ensuciamiento en la reactividad total.

Capítulo 6

Análisis de transitorios

En este capítulo se presenta un análisis de tres eventos más allá de base de diseño correspondientes a la familia RIA, LOFA y LOHS.

6.1. Estado estacionario

La simulación de un evento postulado requiere de un estado estacionario como punto de partida, el cual corresponde al estado operativo durante el cual es posible que tenga lugar dicho evento.

El ajuste del estado estacionario se llevó a cabo a partir de información proveniente de la operación del reactor y de una serie de mediciones de diferencias de presión llevadas a cabo en la instalación.

El parámetro principal de ajuste fue el caudal a través del núcleo. Este se ajustó mediante un coeficiente de pérdida de carga concentrada a la entrada del núcleo. Adicionalmente, se ajustó el área de intercambio del intercambiador de calor así como también las pérdidas de carga sufridas a través del mismo a fin de cumplir con las diferencias de temperatura y de presión especificadas para operación normal. La [tabla 6.1](#) presenta los resultados para los modelos de 2, 4 y 8 canales promedio (CP) así como también el valor de referencia utilizado.

Tabla 6.1: Parámetros observados para el ajuste del estado estacionario

Parámetro	Noda_0 (2 CP)	Noda_1 (4 CP)	Noda_2a (8 CP)	Noda_2b (8 CP mod)	Valor de referencia
ΔT de núcleo [$^{\circ}\text{C}$]	2.92	2.92	2.93	2.92	3
T salida de núcleo [$^{\circ}\text{C}$]	37.09	37.09	37.08	37.09	36.94
ΔP de núcleo [kPa]	7.97	7.97	7.94	7.97	8
ΔP de intercambiador de calor [kPa]	17.81	17.81	17.48	17.42	18
Caudal de núcleo [kg/s]	3.3008	3.3008	3.300	3.3007	3.3003

6.2. Extracción inadvertida de la placa absorbente más pesada

6.2.1. Descripción del evento

La extracción inadvertida de la placa absorbente más pesada puede tener su origen en una falla del sistema que controla el movimiento de las barras de control.

Las hipótesis utilizadas para el evento son las siguientes:

- Reactor operando a plena potencia (40 kW) y refrigerado por convección forzada (12 m³/h).
- El sistema de refrigeración secundario se modeló como condición de borde. El mismo funciona normalmente durante todo el transitorio.
- Se postula el comienzo de la extracción de la placa absorbente más pesada a $t = 0$ s.
- La velocidad de extracción se calcula haciendo uso del tiempo total de extracción, el cual se fija en 7 minutos en base a información de operación del reactor.
- La placa absorbente parte de la posición más desfavorable (placa extraída un 36.5 %). Esta posición no coincide necesariamente con alguna condición de operación pero permite un análisis conservativo ya que es la que produce la máxima tasa inicial de inserción de reactividad. La figura 6.1 muestra la inserción en función del porcentaje extraído. La figura 6.2 presenta la reactividad insertada en función del tiempo partiendo del punto de máxima pendiente (36.5 % de inserción).

- Se postula la falla de la primer señal de extinción.
- Se postula la falla del sistema de extinción al ser demandado por la segunda señal de extinción.
- La extracción de la placa absorbente se detiene al demandarse el sistema de extinción. Es decir, se postula la detención de la extracción al momento en el que se demanda el SCRAM, postulando la falla de todas las barras en caer.
- Se postula la actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad por temperatura de combustible y reflector, y por densidad de moderador.

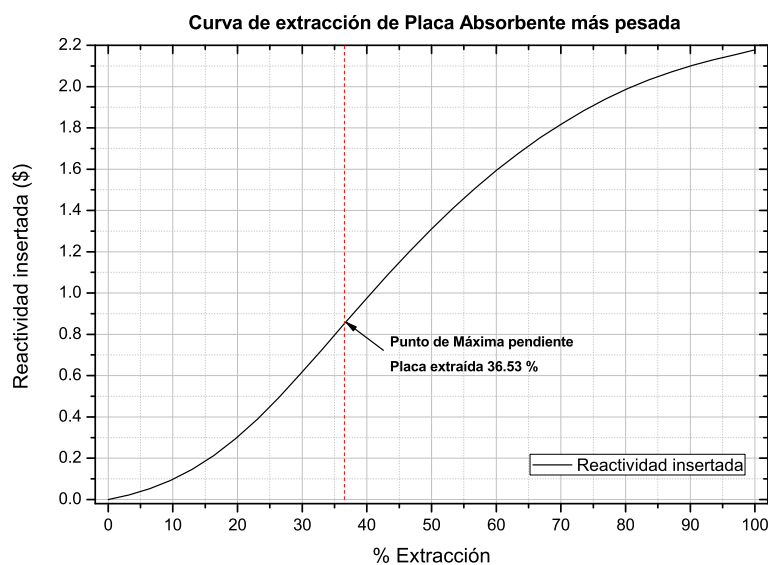


Figura 6.1: Reactividad insertada por la extracción de la PA más pesada.

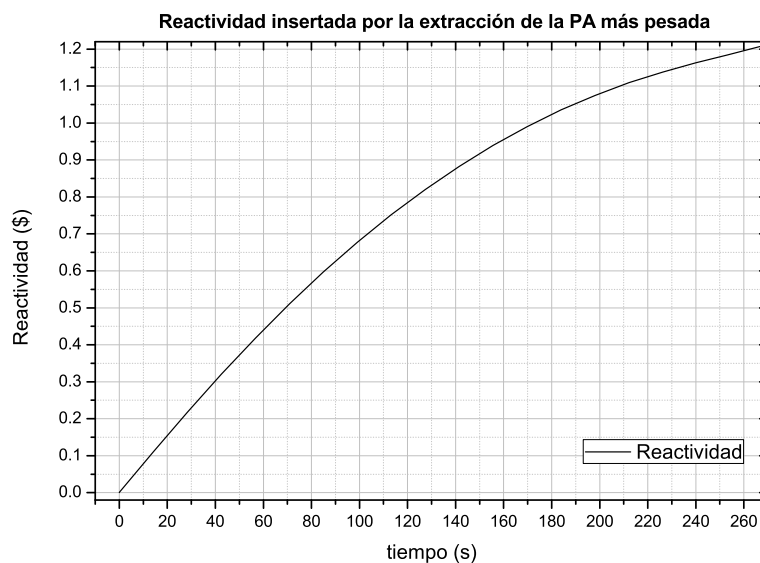


Figura 6.2: Reactividad insertada por la extracción de la PA más pesada.

6.2.2. Simulaciones

El evento propuesto se simuló utilizando los cuatro modelos presentados. Cada simulación implicó el siguiente procedimiento:

1. Simulación preliminar sin falla del sistema de extinción a fin de determinar la primer señal de disparo. A partir de esta simulación se determinó la superación del umbral de flujo neutrónico como la primer señal de extinción del reactor.
2. Simulación preliminar sin falla del sistema de extinción, y falla de la primer señal de disparo. En esta simulación se hizo fallar la primer señal, la cual se determinó en el paso previo, identificándose el salto térmico de núcleo como la segunda señal de disparo. El tiempo al cual se demanda el SCRAM se empleó para determinar el instante en el cual se detiene la extracción de la barra absorbente.
3. Simulación con falla del sistema de extinción, con atasco de la barra absorbente al momento de demandar la extinción del reactor.

6.2.3. Resultados RIA

Las figuras 6.3 y 6.4 presentan la evolución de la potencia durante el transitorio para los modelos de 2, 4 y 8 CP. Debido a que el reactor cuenta con coeficientes negativos de reactividad, es esperable que a tiempos largos el sistema tienda a alcanzar un equilibrio tal que la potencia generada se iguale con la extraída. Sin embargo, en los instantes iniciales del transitorio, la potencia alcanzaría un máximo en los instantes posteriores a la finalización de la perturbación, cuyo valor depende de la dinámica del sistema. Puede observarse la obtención de mayores valores de potencia máxima a mayor discretización del núcleo. Es notable la diferencia entre el modelo de 8 CP (Noda_2a, el cual emplea dos componentes branch a la salida del núcleo, branch 166 y 168) y los demás modelos (2, 4 y 8 CP modificado).

La figura 6.5 muestra la evolución de la reactividad total durante el evento. Puede observarse la inserción de reactividad positiva hasta el momento de la detención de la extracción de la PA, el cual coincide prácticamente para los cuatro modelos. A partir de este instante, la evolución de reactividad difiere entre los modelos, pudiendo apreciarse que las curvas de reactividad para 4 y 8 CP se mantienen por encima de la curva correspondiente al modelo de 2 CP durante el intervalo en el cual se alcanza la máxima potencia (alrededor de $t = 150$ s). La reactividad total en el caso del modelo de 8 CP (Noda_2a) se mantiene muy por encima del resto (modelos de 2, 4 y 8 CP modificado) evidenciando una evolución muy diferente y alcanzando, por lo tanto, una potencia máxima mayor.

Atendiendo a las figuras 6.6 y 6.7 es posible ver que las curvas de reactividad muestran comportamientos similares para los modelos de 2 ,4 y 8 CP modificado, mientras que la reactividad insertada por temperatura de combustible (combustible más reflector) y por densidad de moderador difiere marcadamente en el caso del modelo de 8 CP (Noda_2a).

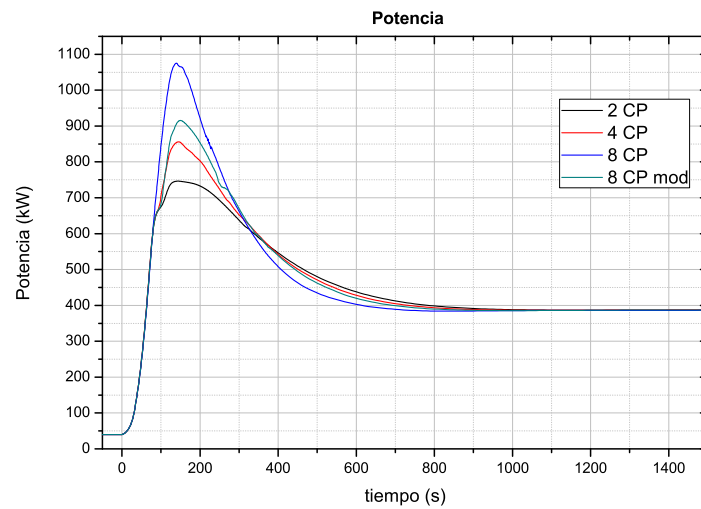


Figura 6.3: Evolución de la potencia, RIA.

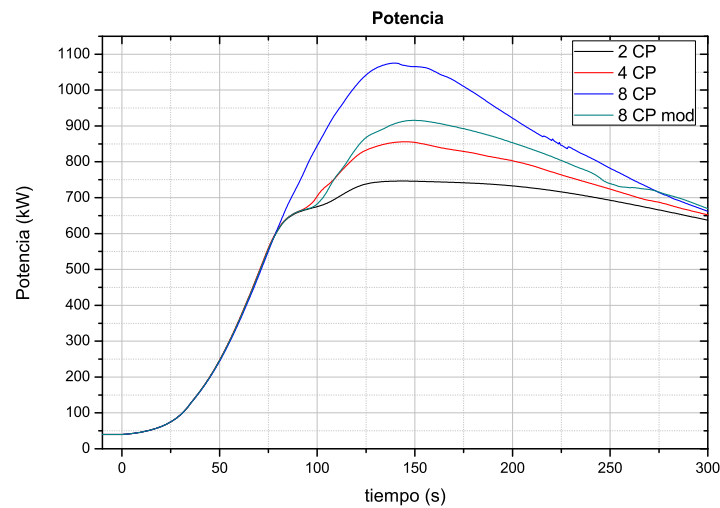


Figura 6.4: Evolución de la potencia, detalle a corto plazo, RIA.

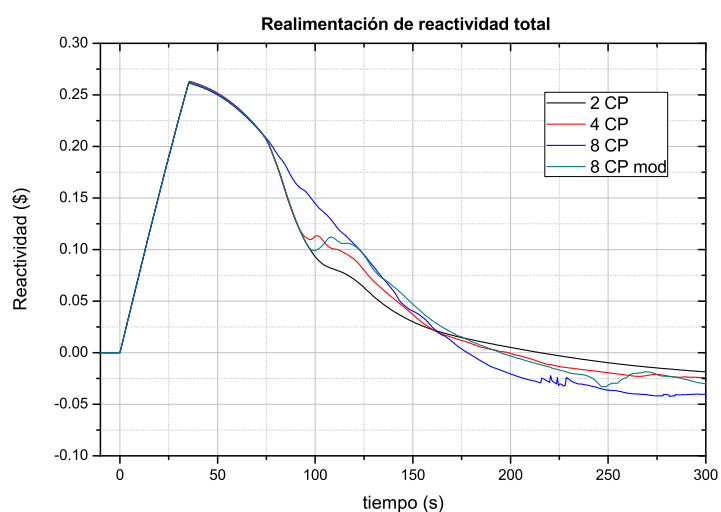


Figura 6.5: Evolución de la reactividad, RIA.

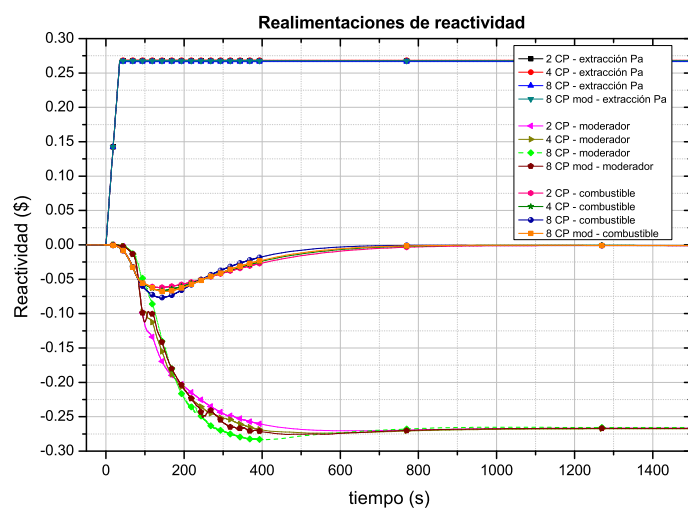


Figura 6.6: Realimentaciones de reactividad, RIA.

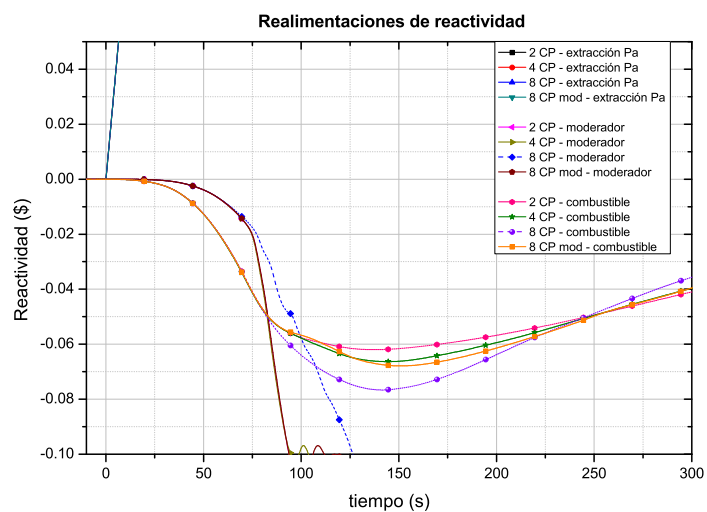


Figura 6.7: Realimentaciones de reactividad, detalle RIA.

Temperatura y densidad media en el núcleo

A fin de visualizar con mayor claridad las diferencias en las reactividades insertadas por cambios en el moderador, se procedió a obtener una temperatura y una densidad media de moderador en el núcleo. Dicha temperatura media en el moderador puede obtenerse por dos caminos. Uno de ellos consiste en pesar cada volumen con su correspondiente *weighting factor*, el cual se introdujo en la sección 4.2.4, ecuación (4.1). La otra opción es utilizar el volumen de cada nodo como factor de peso en el promediado. La figura 6.8 muestra los valores obtenidos mediante los métodos de ponderación mencionados. Puede observarse una diferencia debido a que el promediado con el *weighting factor* toma en cuenta la importancia neutrónica de cada zona, mientras que el promediado con volumen considera una forma de flujo plana. Por este motivo se selecciona el *weighting factor* como factor de ponderación.

La figuras 6.9 y 6.10 presentan la evolución de temperatura y densidad media durante la primer parte del transitorio, respectivamente. Como puede apreciarse, el calentamiento del moderador depende del modelo empleado, obteniendo el calentamiento más rápido con el modelo de 2 CP y el más lento con el modelo de 8 CP. Esto provoca una disminución de densidad más rápida, y por consiguiente, una inserción de reactividad negativa más pronunciada en el caso del modelo de 2 CP, lo cual lleva a que la potencia máxima alcanzada sea menor que en los demás casos. Al aumentar el número de canales el calentamiento del núcleo se hace más heterogéneo, y dado que el peso que tiene cada nodo en la realimentación no es homogéneo, se produce una diferencia en la evolución de reactividad total.

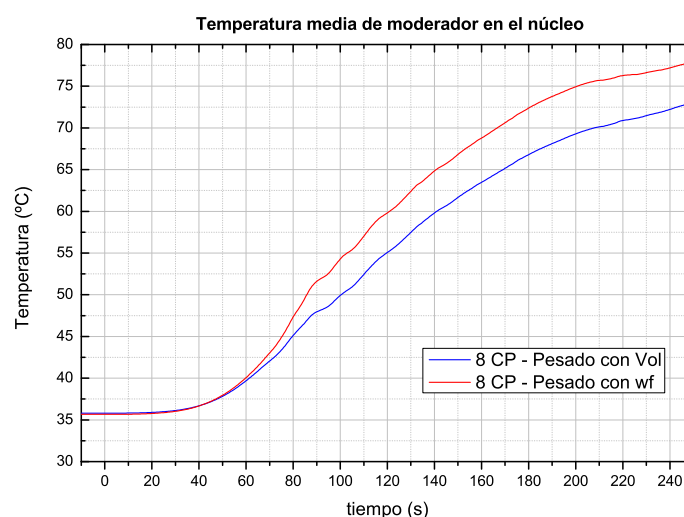


Figura 6.8: Temperatura media de moderador en el núcleo, pesada de dos formas para el modelo de 8 CP, detalle RIA.

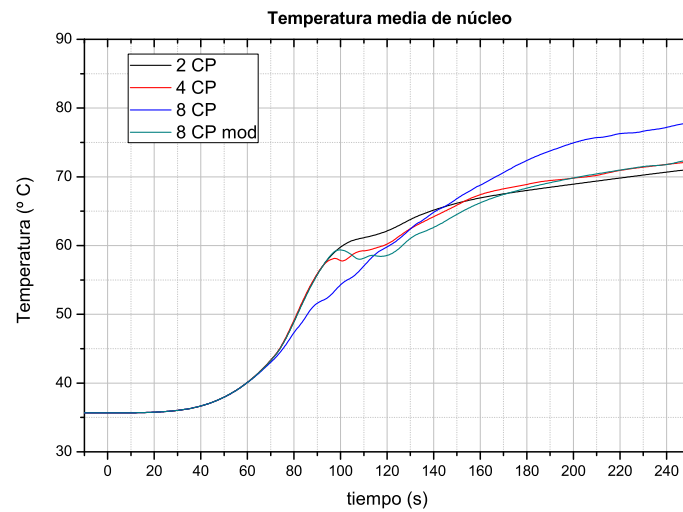


Figura 6.9: Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle RIA.

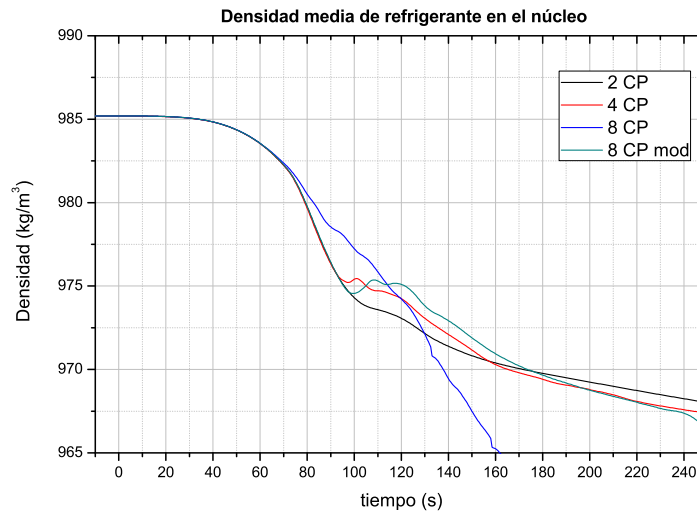


Figura 6.10: Densidad media de moderador en el núcleo, detalle RIA.

Las figuras 6.11, 6.12, 6.13, 6.14 y 6.15 presentan la distribución de temperatura de núcleo a lo largo de los 7 nodos en los cuales se halla modelado cada canal promedio a distintos tiempos desde el inicio del transitorio. Puede observarse que 50 s luego de iniciado el transitorio, el calentamiento en el núcleo evoluciona de forma análoga para todos los modelos. A $t = 90$ s (figura 6.12) el perfil de temperatura es completamente diferente para el modelo de 8 CP (línea de color azul). Esto se debe al enfriamiento más efectivo que se da en dicho modelo al poder establecer un circuito de convección con la pileta del reactor. A medida que transcurre el tiempo (figuras 6.14 y 6.15) el perfil de temperatura tiende a coincidir para todos los modelos ya que se alcanza el mismo nivel de potencia final. El tiempo simulado es suficiente para permitir la homogenización del sistema.

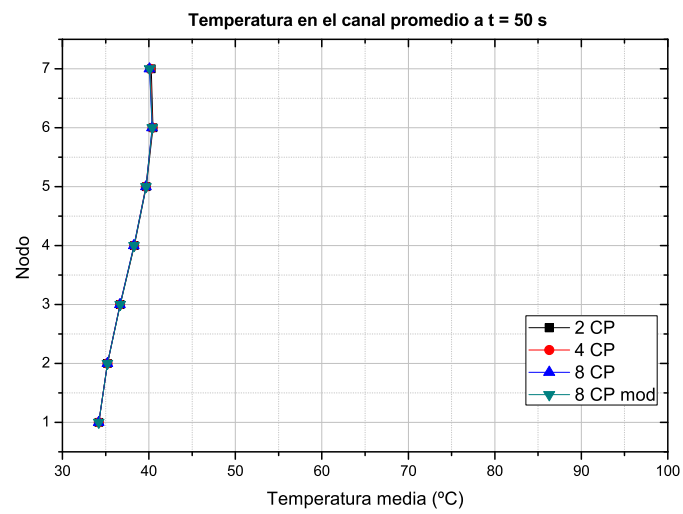


Figura 6.11: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 50$ s, RIA.

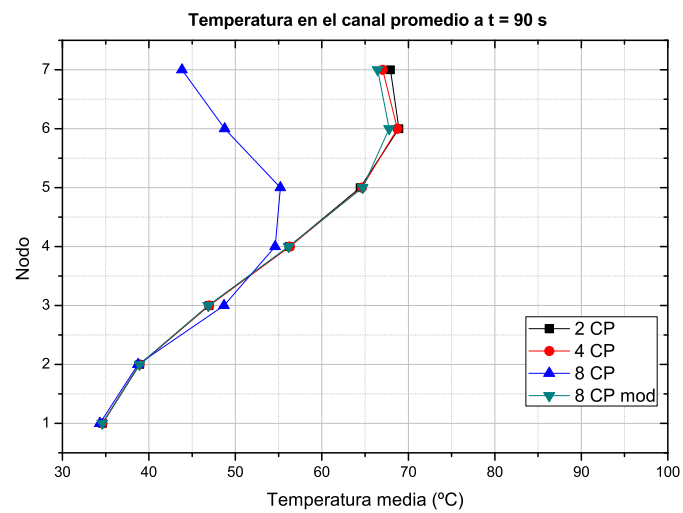


Figura 6.12: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 90$ s, RIA.

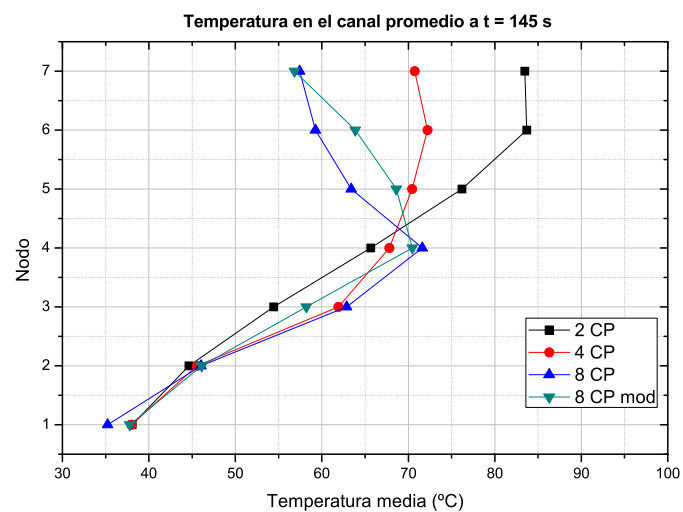


Figura 6.13: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 145$ s, RIA.

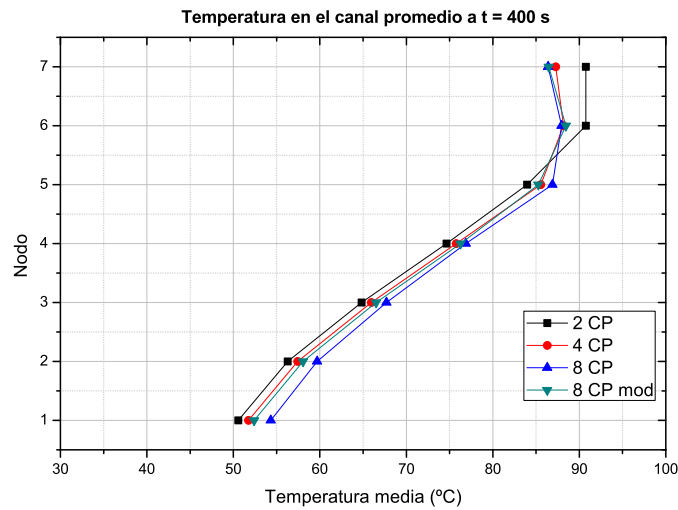


Figura 6.14: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 400$ s ,RIA.

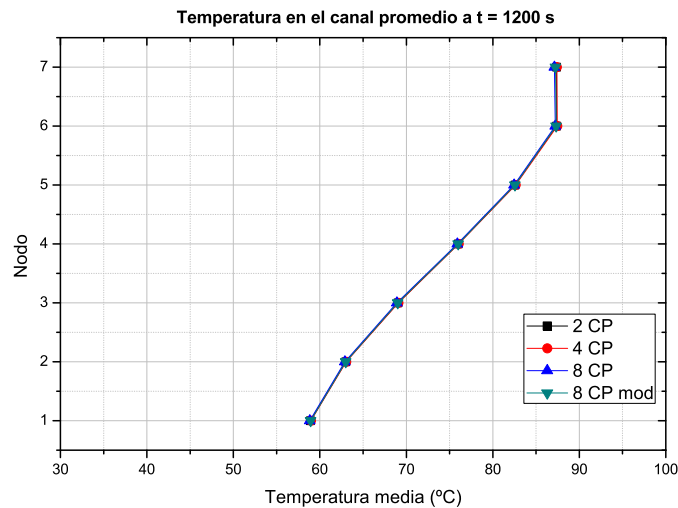


Figura 6.15: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 1200$ s, RIA.

Efecto del cambio de nodalización en la salida de núcleo para 8 CP

En el caso de los modelos de 8 CP, el uso de un solo volumen a la salida del núcleo (Noda_2b, 8CP modificado) hace que el comportamiento sea similar a los casos de 2 y 4 CP, ya que se fuerza la homogeneización de la temperatura a la salida, mientras que el uso de dos componentes a la salida (Noda_2a, 8 CP) posibilita el establecimiento de un circuito de convección con la pileta del reactor que lleva a una tasa de calentamiento muy inferior y, en consecuencia, a una inserción de reactividad negativa por densidad de moderador más lenta. A fin de obtener una apreciación más eficaz del efecto mencionado según la nodalización para 8 CP utilizada, se procedió al empleo de una herramienta de visualización espacial actualmente en desarrollo en la Sección Seguridad de Reactores Experimentales del Departamento de Seguridad Nuclear del CAB. Las figuras 6.16, 6.17, 6.18 y 6.19 muestran la distribución de temperaturas observada para los modelos

de 8 CP y 8 CP modificado 90 segundos después de iniciado el evento. Se observa que el modelo de 8 CP modificado (figuras 6.17 y 6.19) produce un calentamiento más rápido del refrigerante. Esto se debe a que el uso de un solo volumen a la salida del núcleo dificulta el establecimiento de un circuito de convección con la pileta, lo cual se aprecia a simple vista atendiendo a la temperatura uniforme de la PRE. Contrariamente, el uso de dos componentes branch a la salida del núcleo (modelo de 8 CP, figuras 6.16 y 6.18), conduce a una distribución más asimétrica de temperatura y por ende posibilita el establecimiento de un circuito de convección con la pileta del reactor. Atendiendo al caudal de refrigerante que fluye desde el componente 172 hacia la PRE (ver figura 4.11) en el instante graficado, usando este último modelo se obtiene un valor 13.47 kg/s mientras que con el modelo de 8 CP modificado dicho valor resulta de 0.49 kg/s.

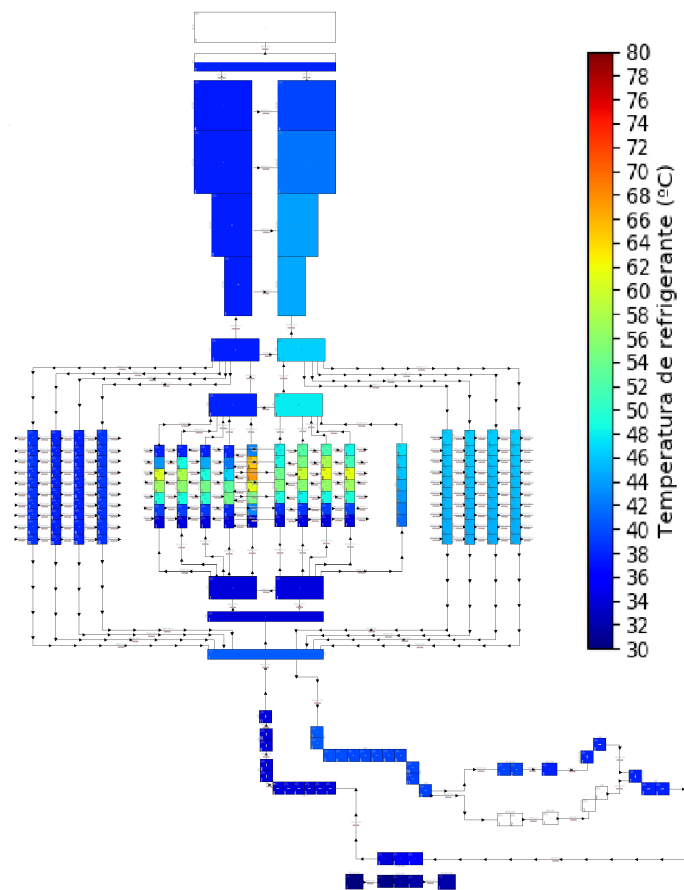


Figura 6.16: Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP, RIA.

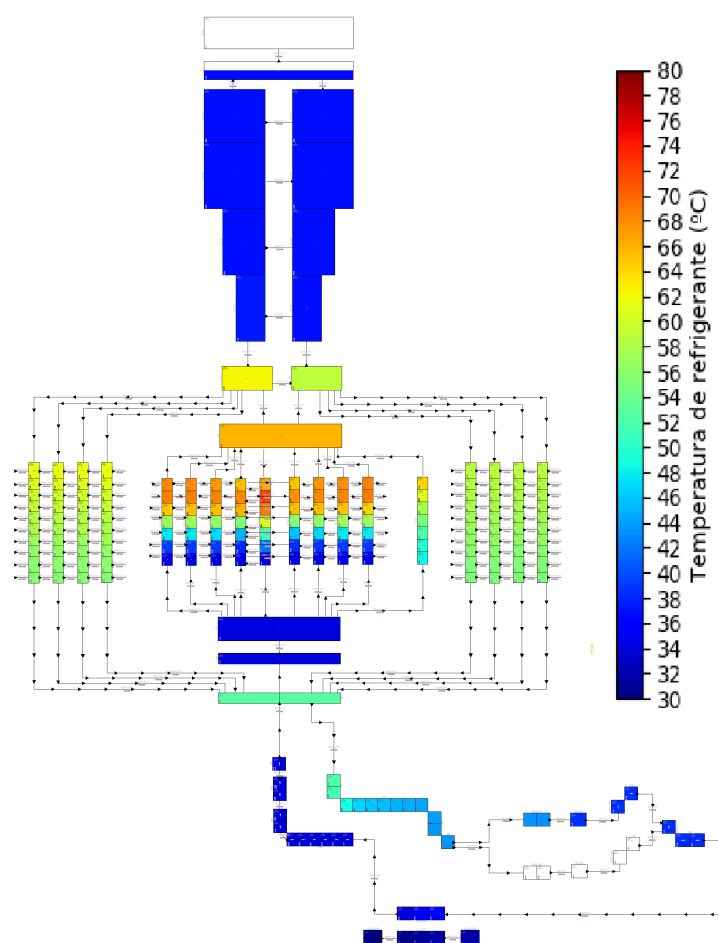


Figura 6.17: Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP modificado, RIA.

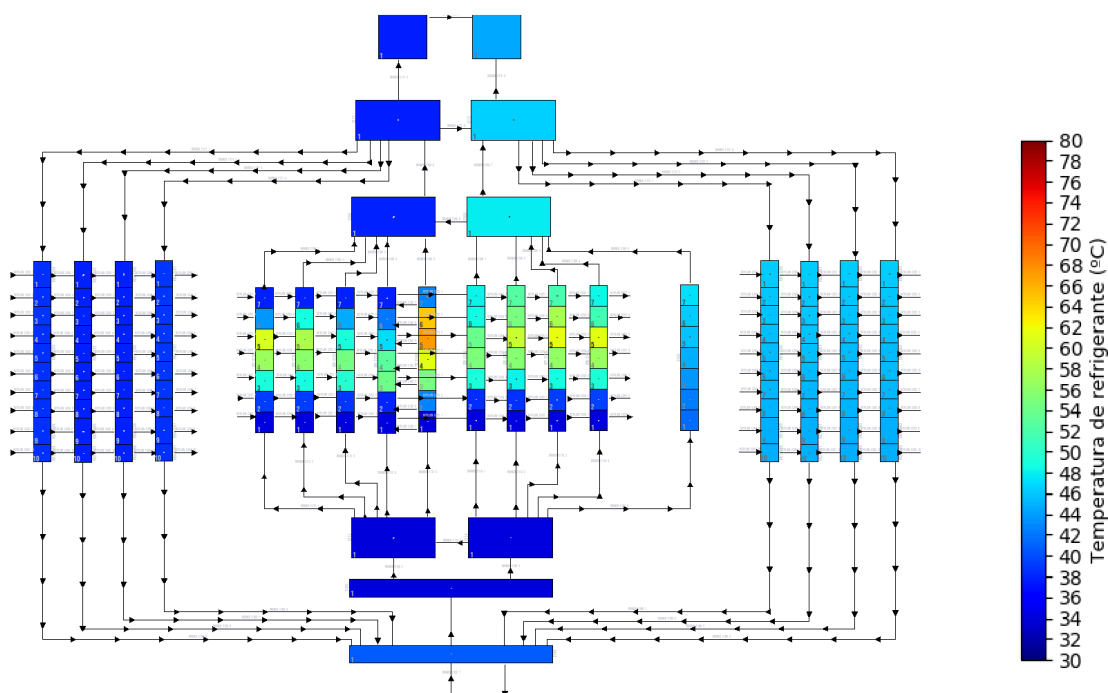


Figura 6.18: Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de 8 CP, RIA.

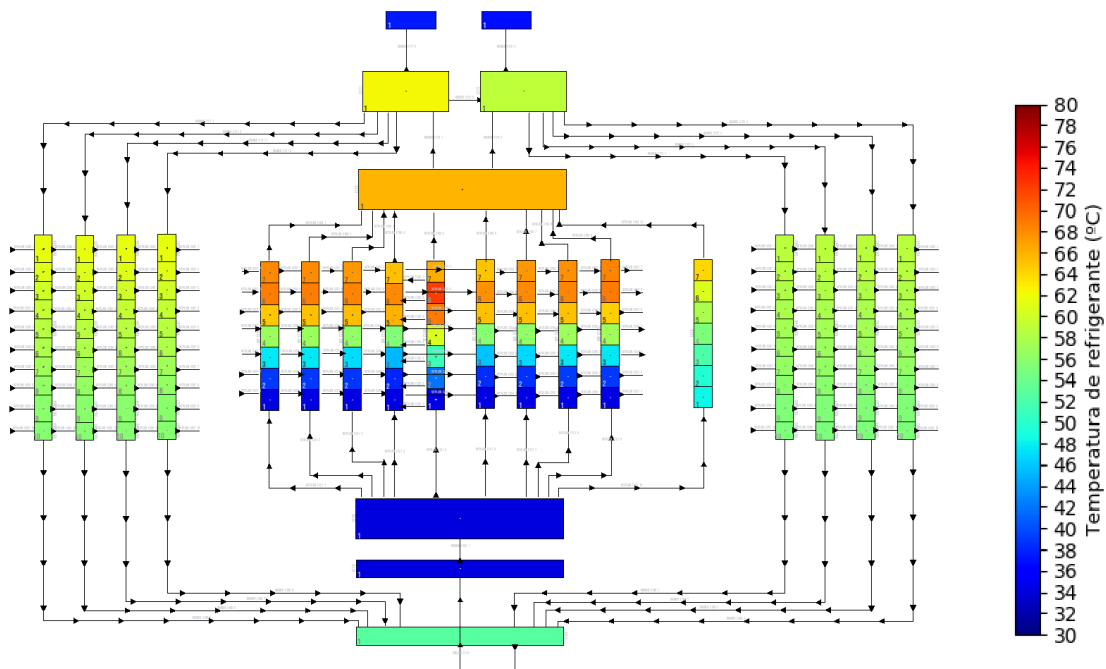


Figura 6.19: Distribución de temperatura a $t = 90$ s, modelo de **8 CP modificado**, RIA.

Margen al CHF

La figura 6.20 presenta los valores de flujo de calor máximo obtenidos en el canal caliente durante el transitorio, de donde se desprende que los valores máximos se obtienen para el modelo de 8 CP (Noda_2a). La figura 6.21 y 6.22 (ampliación) muestran la evolución del margen al flujo crítico de calor. Como es de esperar, el margen más bajo se obtiene al emplear el modelo de 8 CP, siendo superior al criterio de aceptación definido para eventos más allá de base de diseño ($MBO > 1.1$). Esto permite concluir que ante este evento el núcleo no resulta dañado y el reactor se mantiene refrigerado adecuadamente debido a la actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad.

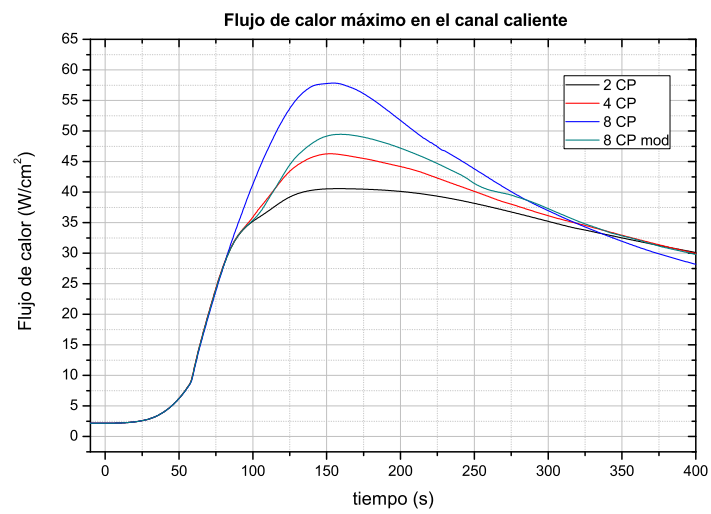


Figura 6.20: Flujo de calor máximo en el canal caliente, RIA.

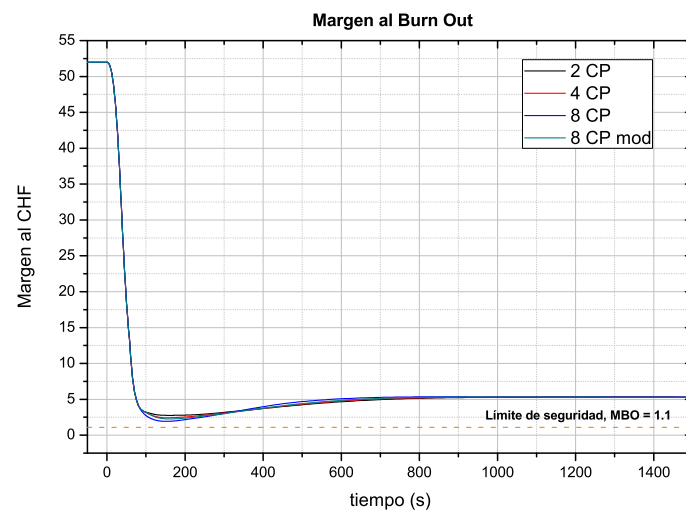


Figura 6.21: Margen al Burn Out, RIA.

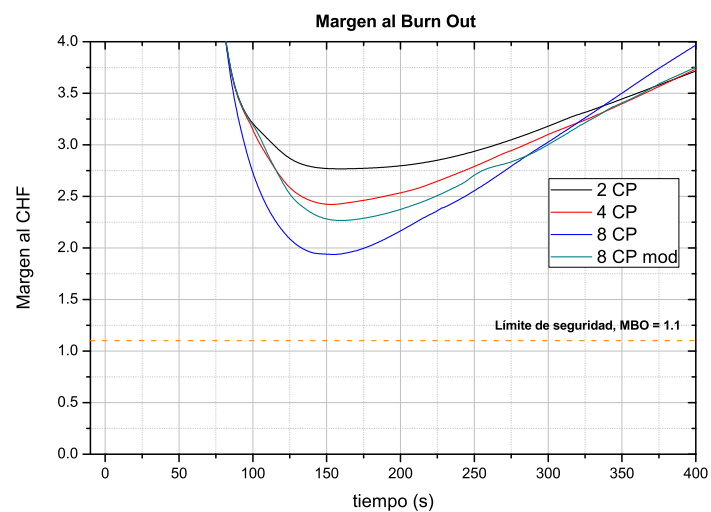


Figura 6.22: Margen al Burn Out, detalle a corto plazo, RIA.

Indicador de ONB

La figura 6.23 presenta el indicador de ONB durante el evento, calculado a partir de la ecuación (2.2) utilizando el procedimiento descrito en la sección 2.6.4. Un indicador de ONB menor a uno implica la presencia de ebullición nucleada. La figura 6.24 muestra que dicho indicador cae por debajo de la unidad aproximadamente a los 60 s de iniciado el evento y se mantiene por debajo de uno durante el resto de la simulación. Esto permite concluir que el canal caliente se mantiene en un régimen de ebullición subenfriada. Es notable que el resultado predicho por el modelo de 4 CP se asemeja bastante al de 8 CP modificado, por lo cual se podría considerar que con 4 canales la discretización estaría convergida para este observable (considerando modelos con solo un volumen a la salida del núcleo).

La figura 6.25 muestra la fracción de vacío en el nodo más exigido del canal caliente. Puede observarse la presencia de vapor, lo que permite concluir que el código predice la ocurrencia del fenómeno de ebullición nucleada. Sin embargo, como se aprecia en la figura 6.26, el código muestra un comienzo de ebullición nucleada aproximadamente a los 100 s por lo que se observa una discrepancia con el cálculo independiente del indicador de ONB. Esta diferencia se explica atendiendo al hecho de que en RELAP, para que aparezcan burbujas en el fluido, se tiene que dar el DNB, condición que se cumple cuando las burbujas se desprenden (departure) de las paredes calefaccionadas. En RELAP esto se predice con la correlación de Saha-Zuber [20].

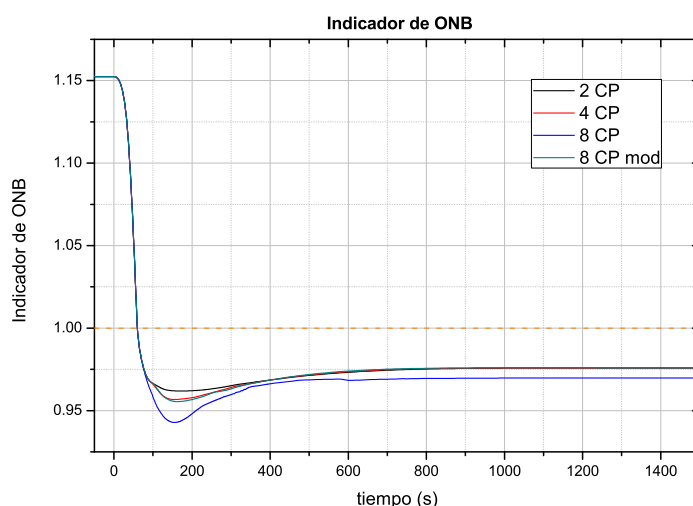


Figura 6.23: Indicador del comienzo de la ebullición nucleada, RIA.

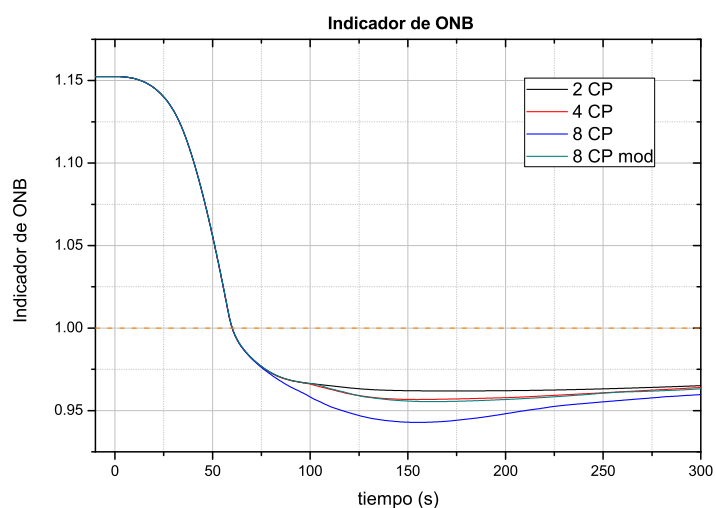


Figura 6.24: Indicador del comienzo de la ebullición nucleada, detalle a corto plazo, RIA.

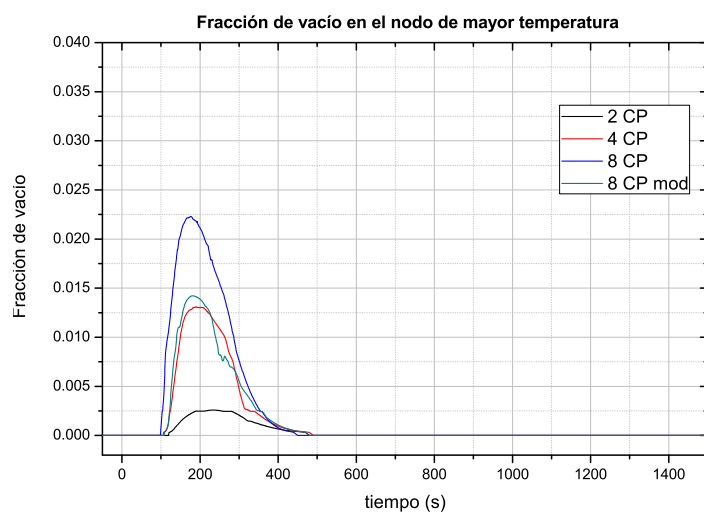


Figura 6.25: Fracción de vacío en el nodo más caliente, RIA.

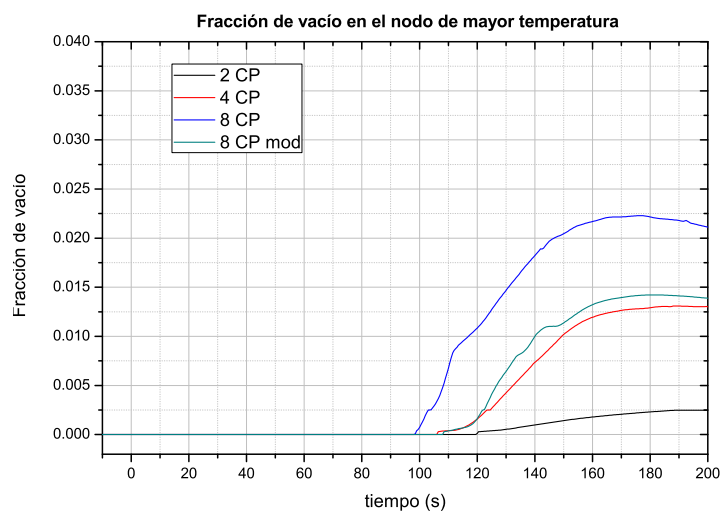


Figura 6.26: Fracción de vacío en el nodo más caliente, detalle a corto plazo, RIA.

Energía depositada en el combustible

A fin de evaluar la integridad de un combustible, un indicador empleado en reactores de potencia es la energía depositada por masa de combustible. En este trabajo se optó por la estimación de dicho parámetro para el reactor en cuestión. Para ello se procedió a calcular la energía depositada en el combustible. Dicho cálculo se efectuó considerando una barra combustible en la zona más caliente del núcleo (nodo más exigido del canal caliente) en base al trabajo referenciado en [21]. Esta porción de la barra combustible se divide en seis zonas concéntricas, resultando en un cilindro central y cinco coronas hacia el exterior. La expresión empleada se muestra a continuación.

$$E_{dep} = \sum_{i=1}^6 \frac{V_i}{\rho V} \int_{T_0}^{T_i} c_{pV} dT$$

El cálculo implica integrar la capacidad calorífica volumétrica en cada zona entre la temperatura de referencia T_0 (T de vaina en estado estacionario) y la temperatura T_i alcanzada en dicho nodo. Luego se multiplica por el volumen de la zona y se hace la sumatoria para obtener la energía depositada en el combustible. Finalmente se divide por la masa total de la zona del combustible considerada (obtenida como el producto de la densidad del combustible y su volumen) obteniendo la energía depositada por unidad de masa en el nodo más exigido del canal caliente.

La figura 6.27 presenta los resultados del cálculo descripto para cada instante del transitorio. Puede observarse que el valor máximo se obtiene para el modelo de 8 CP (Noda_2a). Dado que no existen valores de referencia para este tipo de combustible, se toma como valor orientativo el valor de 230 cal/g sugerido en la referencia [22], pudiendo comprobarse que los valores obtenidos para el presente evento resultan muy inferiores a dicho límite.

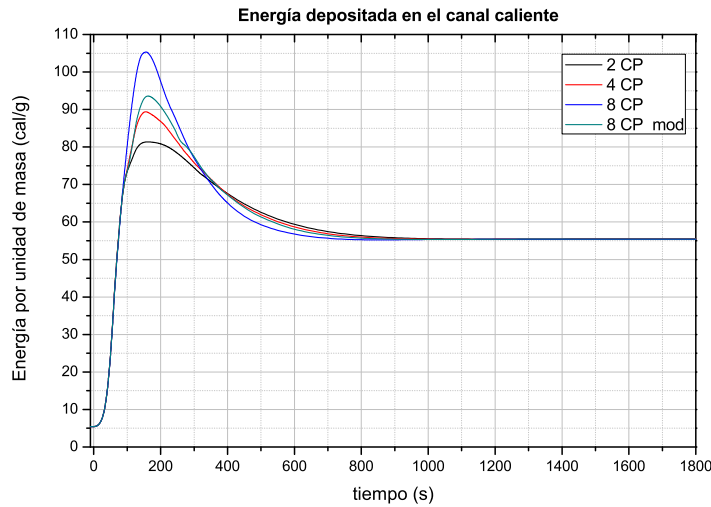


Figura 6.27: Energía depositada en el nodo más caliente del CC.

Resumen resultados evento RIA

La tabla 6.2 presenta los resultados obtenidos con los modelos desarrollados. Las cuatro nodalizaciones utilizadas predicen la aparición del fenómeno de ebullición nucleada y en todos los casos se cumple el criterio de seguridad establecido para el flujo crítico de calor ($MBO > 1.1$). Esto lleva a concluir que el evento no produce daño en el núcleo, el cual se mantiene refrigerado adecuadamente durante todo el transitorio.

Tabla 6.2: Resultados del evento de extracción de la PA más pesada con falla de la extinción.

Parámetro	Noda_0 (2 CP)	Noda_1 (4 CP)	Noda_2a (8 CP)	Noda_2b (8 CP modificado)
Potencia Máxima [MW]	0.75	0.86	1.08	0.92
Flujo de calor máximo [W/cm^2]	40.68	46.65	58.59	49.89
Temperatura de vaina máxima [°C]	125.43	127.61	130.35	128.14
MBO mínimo	2.23	1.95	1.55	1.82
Ebullición nucleada en CC	Sí	Sí	Sí	Sí
Máxima energía depositada en CC [cal/g]	81.35	89.39	105.32	93.57
Potencia final [MW]	0.39	0.39	0.39	0.39

Adicionalmente, un examen de los datos presentados en la tabla 6.2 permite inferir que un modelo más detallado predice resultados más conservativos, es decir, menor MBO y mayor potencia máxima.

Destaca la diferencia marcada entre los resultados obtenidos con los modelos de 8 CP, los cuales difieren sólo en el modelado de la salida del núcleo. El uso de dos componentes para la nodalización de esta parte del núcleo (modelo de 8 CP) posibilita una convección más efectiva con la piletta y esto afecta la tasa a la que se inserta reactividad negativa por cambios de densidad de moderador, conduciendo a que se alcance el valor máximo de potencia y el menor margen al CHF con dicho modelo.

6.3. Pérdida de suministro eléctrico

El evento de pérdida de suministro eléctrico puede tener su origen en causas internas o externas a la instalación.

Las hipótesis empleadas para este evento son las siguientes:

- Reactor operando a plena potencia (40 kW) y refrigerado por convección forzada ($12 m^3/h$).

- La interrupción del suministro eléctrico se produce a $t = 0$ s.
- Tiempo de simulación: 20000 s.
- Se postula la falla del sistema de extinción.
- Se postula la actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad por temperatura de combustible y reflector y por densidad de moderador.

6.3.1. Resultados LOFA

La figura 6.28 muestra la evolución de la potencia total y de decaimiento. La interrupción del suministro eléctrico ocasiona una caída repentina del caudal de refrigerante que atraviesa el núcleo, produciendo un calentamiento del núcleo que origina una inserción inicial negativa de reactividad pronunciada tal como se aprecia en la figura 6.30. La figura 6.28 muestra que la reactividad insertada por cambios en el combustible y en el moderador hace que la potencia disminuya a valores de decaimiento aproximadamente a los 4000 s de iniciado el evento.

La figura 6.29 presenta la evolución de la potencia del reactor a corto plazo. En la figura 6.30 puede apreciarse que a medida que el núcleo se enfría la pendiente de reactividad se hace positiva, lo que ocasiona los cambios en la evolución de la potencia observados en la figura 6.29. La figura 6.30 revela una evolución de reactividad muy diferente con el uso del modelo de 8 CP (Noda_2a), manteniéndose en valores superiores respecto al resto de los modelos, lo que lleva a que la potencia disminuya a un ritmo inferior. Esto se debe a un mezclado mucho más eficiente del refrigerante de la parte superior del núcleo con el resto de la pileta lo que permite un enfriamiento más efectivo y una evolución de reactividad diferente.

La figura 6.31 muestra las reactividades insertadas por densidad de moderador y por temperatura de combustible y reflector. Las diferencias que se observan en dicha figura permiten inferir una evolución muy distinta de temperatura de combustible y de moderador en el núcleo para el caso del modelo de 8 CP (Noda_2a).

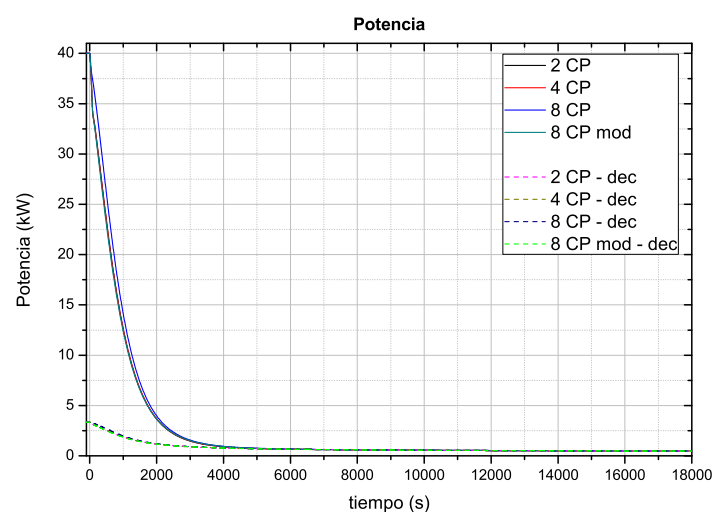


Figura 6.28: Potencia, LOFA.

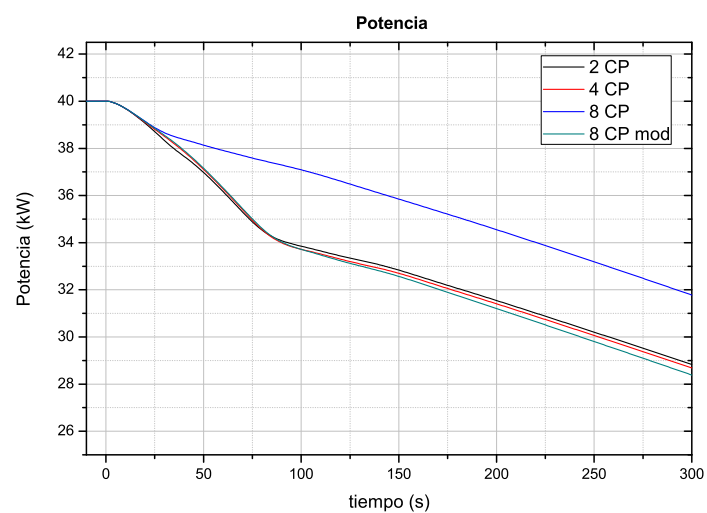


Figura 6.29: Potencia, detalle a corto plazo, LOFA.

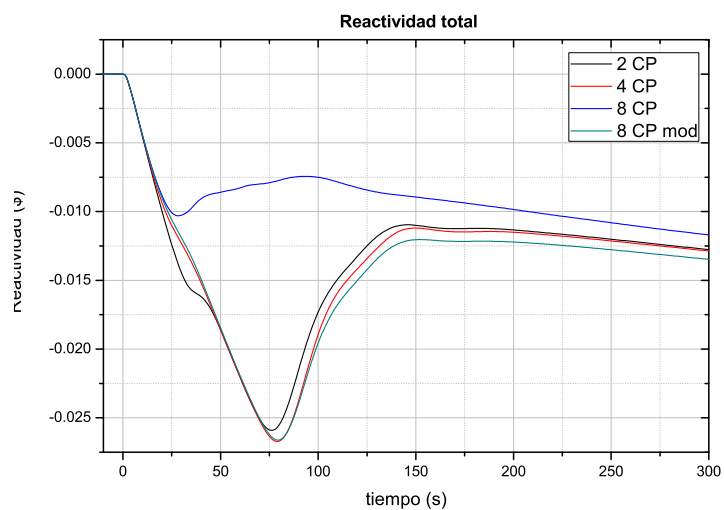


Figura 6.30: Reactividad total, detalle a corto plazo, LOFA.

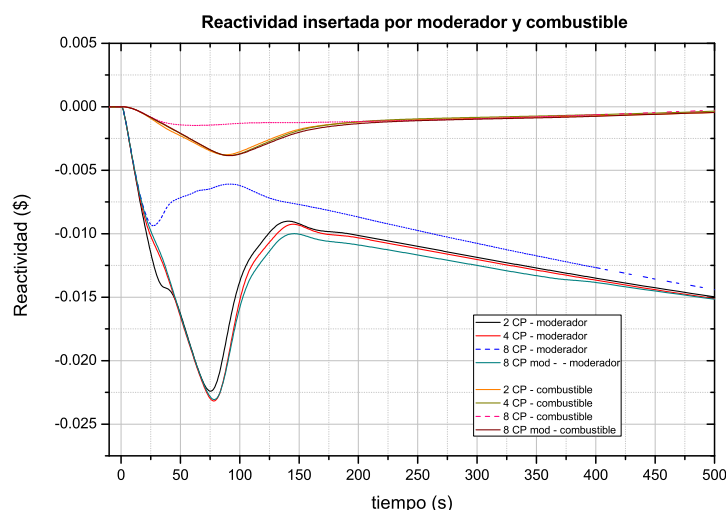


Figura 6.31: Reactividades insertadas por densidad de moderador y temperatura de combustible y reflector, detalle a corto plazo, LOFA.

Temperaturas de núcleo

La figura 6.32 muestra el caudal a través del intercambiador de calor, el cual disminuye bruscamente tanto en el lado secundario como en el primario debido a la interrupción del suministro eléctrico. La figura 6.33 muestra la temperatura de vaina en el canal caliente del núcleo mientras que las figuras 6.34 y 6.35 muestran la evolución de la temperatura y densidad media del moderador (pesadas con el *weighting factor*) en el núcleo, respectivamente. Puede observarse que el descenso brusco de caudal a través del núcleo lleva a un aumento inicial pronunciado de temperatura de vaina y de refrigerante (y el consecuente descenso de densidad del mismo). Sin embargo, con el uso del modelo de 8 CP (Noda_2a) la temperatura exhibe un comportamiento diferente al resto de los modelos, lo cual señala una refrigeración superior. Este enfriamiento más efectivo del combustible y del refrigerante hacen que la cantidad de reactividad negativa inyectada tanto por temperatura de combustible como por densidad de moderador sea inferior respecto al resto de modelos como se señaló previamente en la figura 6.31.

La figura 6.36 presenta el caudal de refrigerante que fluye entre la parte superior del núcleo y la PRE. Como puede observarse, el uso del modelo de 8 CP, con dos componentes *branch* a la salida del núcleo, permite el establecimiento de un circuito de convección con la PRE a un tiempo inferior respecto del resto de los modelos. Esto hace que el refrigerante de la piletta intercambie calor con el núcleo desde una etapa temprana en el transitorio, como se evidencia en la figura 6.37, lo cual conduce al enfriamiento superior mencionado con anterioridad.

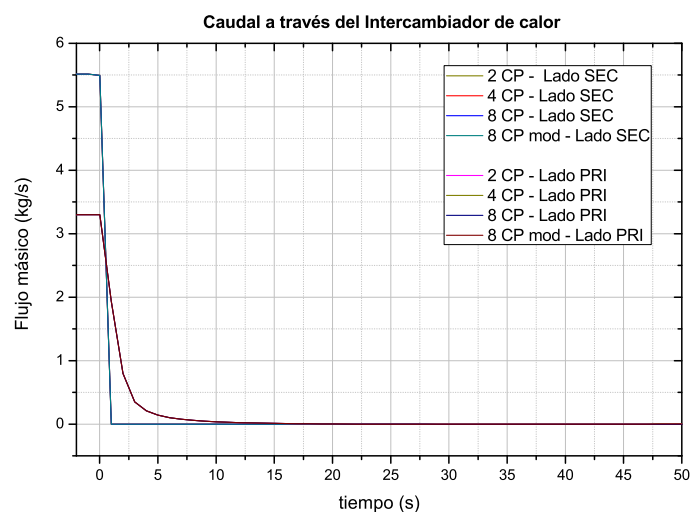


Figura 6.32: Caudal másico por el intercambiador de calor, detalle a corto plazo, LOFA.

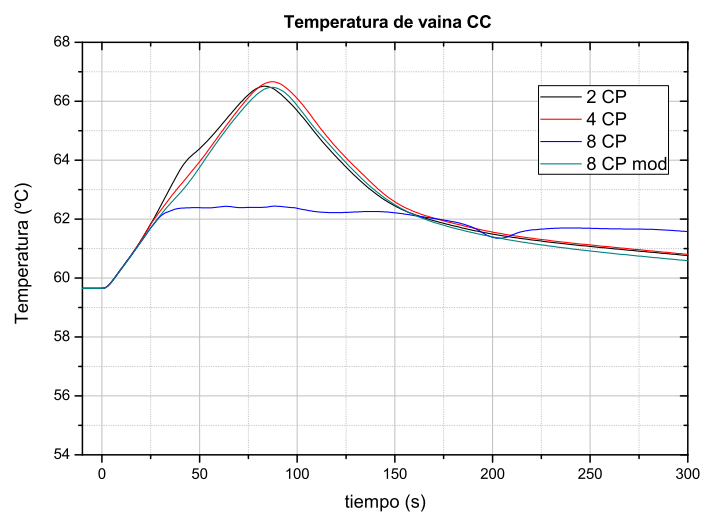


Figura 6.33: Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOFA.

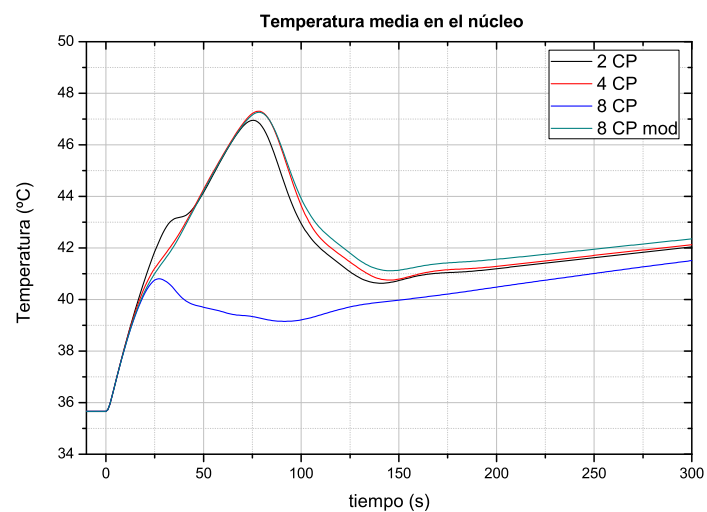


Figura 6.34: Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.

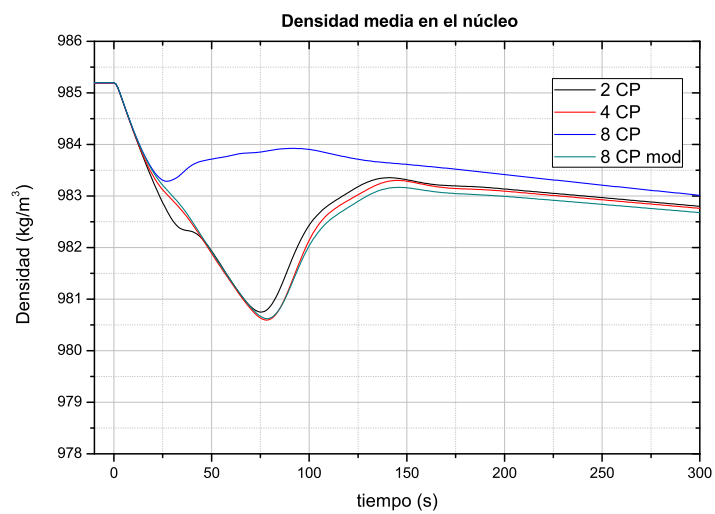


Figura 6.35: Densidad media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.

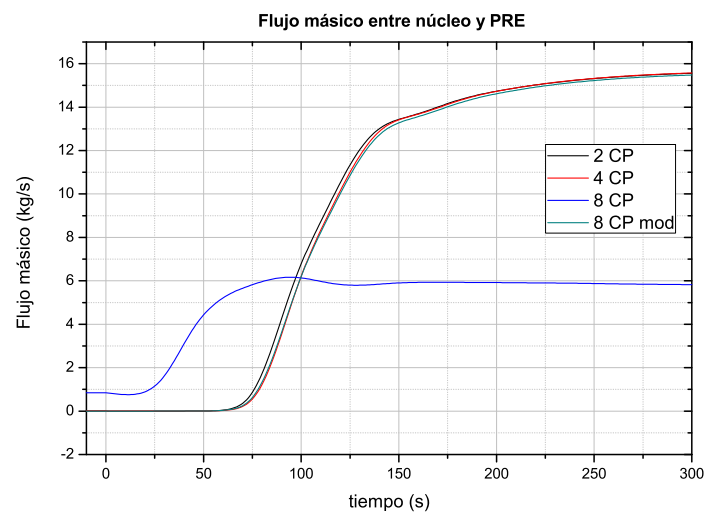


Figura 6.36: Caudal entre PRE y núcleo, detalle a corto plazo, LOFA.

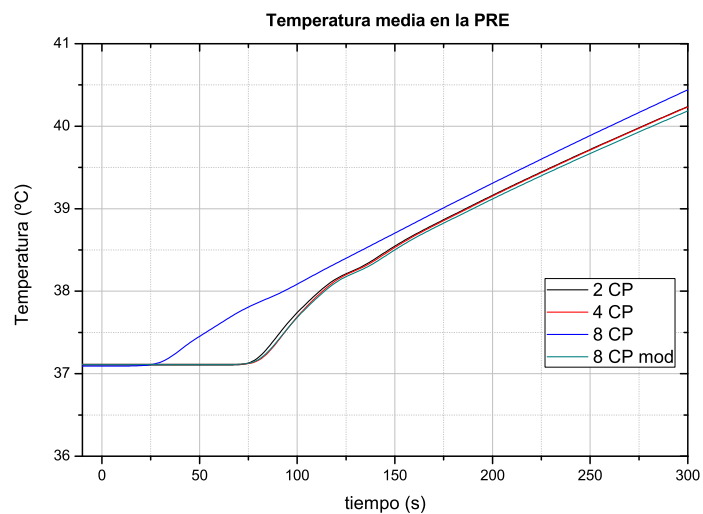


Figura 6.37: Temperatura media de refrigerante en la PRE, detalle a corto plazo, LOFA.

Distribución de temperatura de moderador en el núcleo

Las figuras 6.38, 6.39, 6.40 y 6.41 presentan la evolución del perfil de temperatura en el núcleo durante el transitorio. Puede observarse que todos los modelos parten con la misma distribución. A los 75 s (figura 6.39) de iniciado el evento puede comprobarse una diferencia marcada entre el modelo de 8 CP (Noda_2a) y el resto de los modelos, debido a una convección superior con la PRE, lo cual lleva a un enfriamiento más efectivo. A medida que avanza el transitorio las temperaturas de núcleo tienden a adquirir el mismo perfil como se observa en las figuras 6.40 y 6.41.

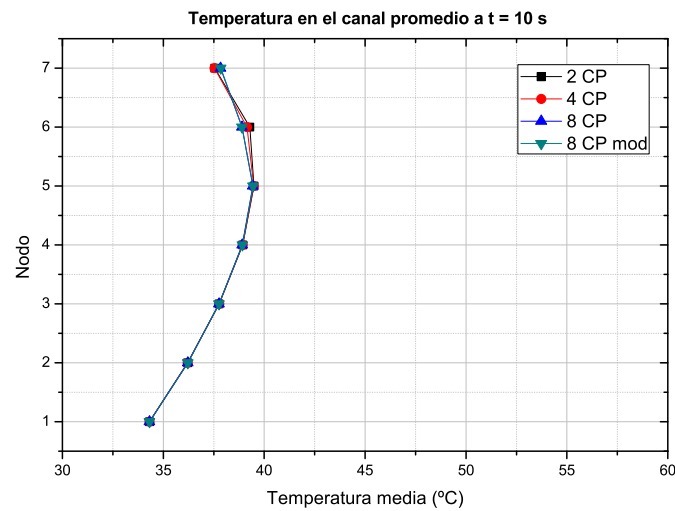


Figura 6.38: Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 10$ s, LOFA.

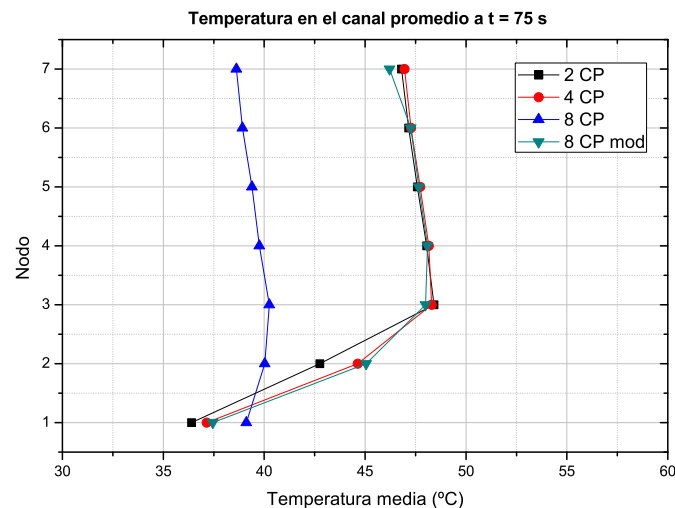


Figura 6.39: Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 75$ s, LOFA.

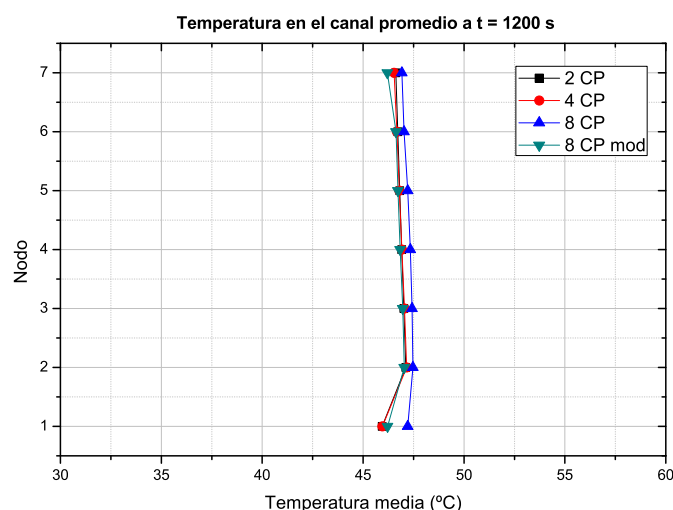


Figura 6.40: Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 1200$ s, LOFA.

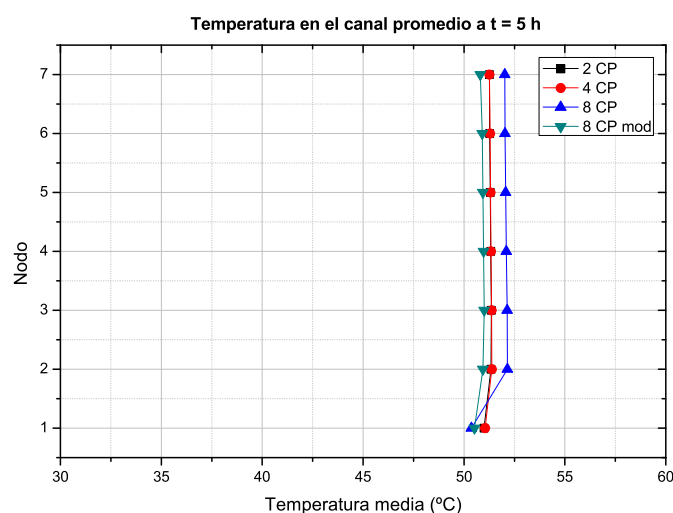


Figura 6.41: Distribución de temperatura de moderador en el núcleo a $t = 5$ h, LOFA.

Diferencia entre modelos de 8 CP

A fin de visualizar claramente las diferencias en la refrigeración que se presentan entre los modelos se incluyen las figuras 6.42 y 6.43, las cuales presentan la distribución de temperatura en el reactor 75 s luego de iniciado el evento para los modelos de 8 CP (Noda.2a y Noda.2b). Estas figuras permiten discernir a simple vista las diferencias en el calentamiento del núcleo y de la PRE. En la figura 6.42 puede apreciarse que, haciendo uso del modelo de 8 CP, la PRE alcanza una temperatura no uniforme producto de la convección establecida con el núcleo. Esto hace que el núcleo presente temperaturas menores respecto al modelo de 8 CP modificado. Por el contrario, en la figura 6.43 puede apreciarse a simple vista una temperatura de PRE uniforme, lo que pone de manifiesto la ausencia prácticamente de circulación de refrigerante entre la salida del núcleo y la PRE. Remitiéndose a la figura 6.36, es posible verificar que en

el instante analizado el flujo másico entre núcleo y PRE es de 0.69 kg/s mientras que con el modelo de 8 CP resulta de 5.84 kg/s.

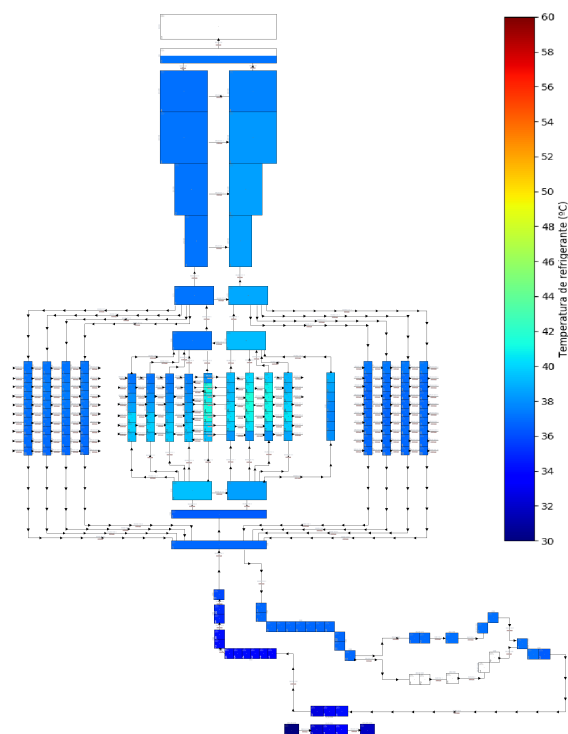


Figura 6.42: Distribución de temperatura a $t = 75$ s, Noda.2a, LOFA.

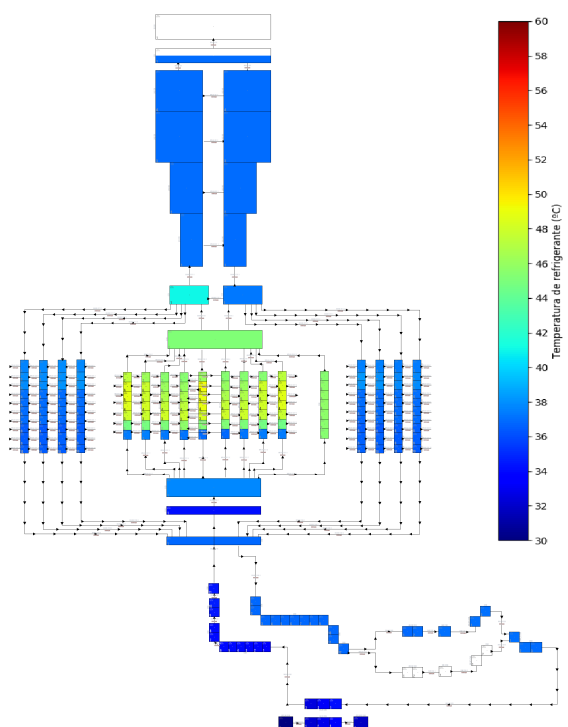


Figura 6.43: Distribución de temperatura a $t = 75$ s, Noda.2b, LOFA.

Margen al CHF

La figura 6.44 presenta el flujo de calor en el nodo más exigido del canal caliente. La actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad debido al calentamiento del núcleo hacen que la potencia generada, y por consiguiente el flujo de calor, descieran bruscamente al inicio del evento. Esta evolución en el flujo de calor máximo hace que el margen al CHF alcance valores muy por encima del valor límite de seguridad, como se aprecia en la figura 6.45.

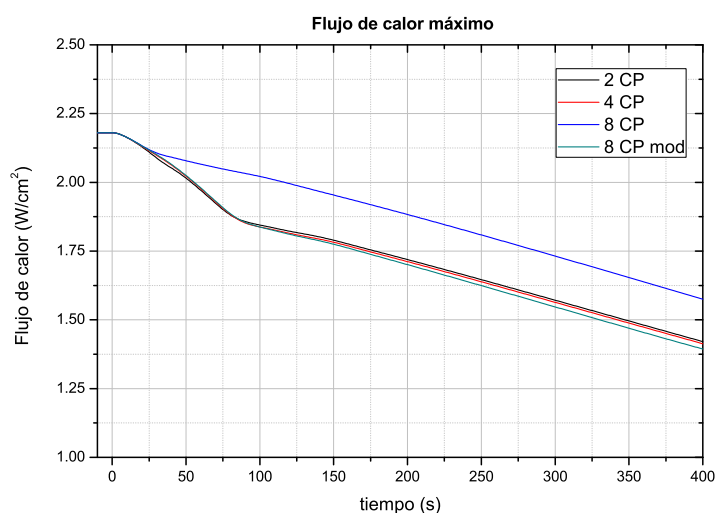


Figura 6.44: Flujo de calor máximo en el canal caliente, detalle a corto plazo, LOFA.

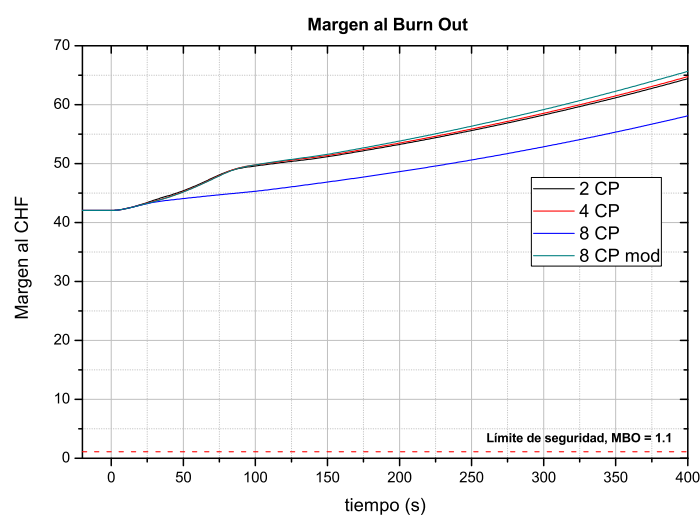


Figura 6.45: Margen al CHF, detalle a corto plazo, LOFA.

Refrigeración a largo plazo

La refrigeración del núcleo en convección natural con la piletta del reactor actuando como sumidero de calor provoca el calentamiento continuo de la PRE y del núcleo como se comprueba en las figuras 6.46 y 6.47. Retornando a la figura 6.28 es posible observar que a largo plazo los valores de potencia presentan muy poca variación, por lo que se procedió a efectuar una estimación del tiempo necesario para evaporar el refrigerante ubicado sobre el núcleo a partir del último valor de potencia obtenido en las simulaciones.

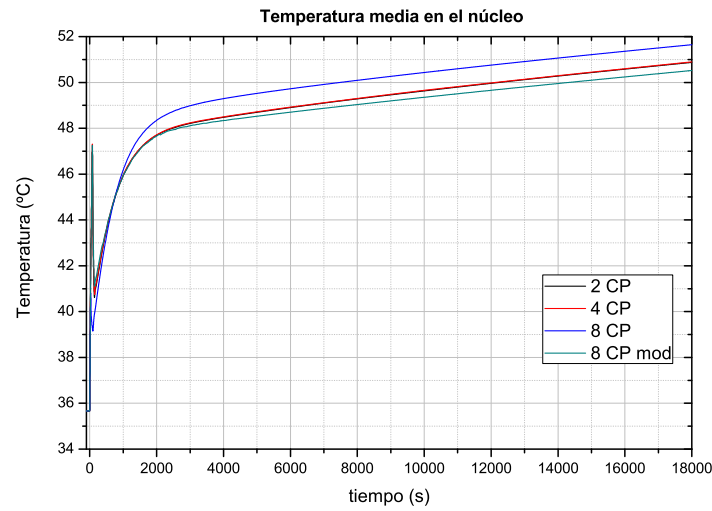


Figura 6.46: Temperatura media de moderador en el núcleo, LOFA.

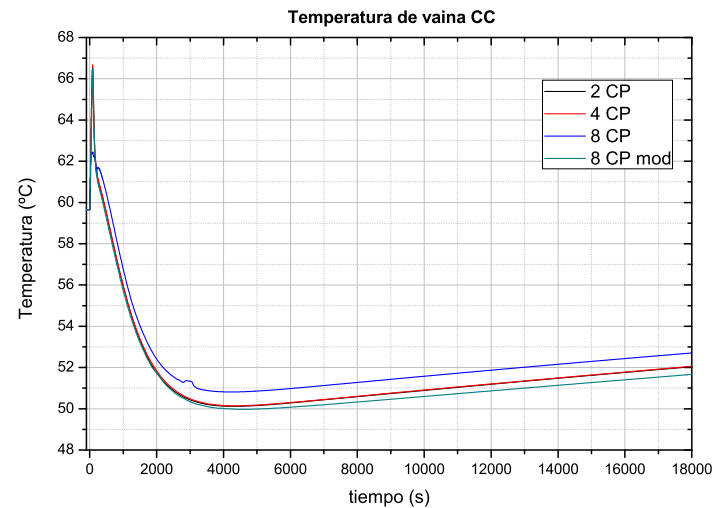


Figura 6.47: Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOFA.

El tiempo de descubrimiento de núcleo se calcula de la siguiente manera:

$$t_{desc} = \frac{E_{total}}{P_t}$$

donde E_{total} representa la energía necesaria para evaporar la masa de refrigerante ubicada sobre el núcleo y P_t la potencia alcanzada al final del transitorio simulado, la cual se supone constante.

Los componentes considerados para el volumen total de refrigerante a evaporar fueron los *pipes* 30 y 40 correspondientes a la PRE (figura 4.1) y los componentes ubicados en la parte superior del núcleo, representados en la figura 4.11 por los *branch* 171 y 172, y *branch* 170 (166 y 168 para Noda_2a).

La energía total a suministrar se compone de dos términos:

- Calor requerido para llevar cada volumen de refrigerante a saturación.
- Calor requerido para el cambio de fase de cada volumen de refrigerante.

Las expresiones utilizadas se describen a continuación:

$$Q_{si} = \rho_i V_i c_{pi} (T_{sati} - T_i)$$

$$Q_{li} = \rho_i V_i (h_{vi} - h_{li})$$

donde:

Q_{si} : calor sensible necesario para llevar el volumen i a saturación, [kJ].

Q_{li} : calor latente necesario para evaporar el volumen i, [kJ].

ρ_i : densidad del refrigerante correspondiente al componente i, [kg/m³].

V_i : volumen del componente i, [m³]

T_{sati} : Temperatura de saturación del refrigerante correspondiente al componente i, [K]

T_i : Temperatura del refrigerante correspondiente al componente i, [K].

c_{pi} : calor específico del refrigerante correspondiente al componente i, [kJ/kgK].

h_{vi} : entalpía específica del vapor saturado a la presión del componente i, [kJ/kg].

h_{li} : entalpía específica del líquido saturado a la presión del componente i, [kJ/kg].

Dado el valor extremadamente bajo de potencia final alcanzada en las simulaciones (alrededor de 460 W), el tiempo requerido para el descubrimiento del núcleo del reactor resulta de aproximadamente 35 días.

Resumen de resultados evento LOFA

El análisis presentado en esta sección permite concluir que la pérdida de caudal ocasionada por este evento lleva a un calentamiento de núcleo que deriva en una inserción de reactividad negativa, la cual permite un descenso del nivel de potencia generada conduciendo a unos márgenes al CHF muy por encima del valor límite. El modelo de

8 CP (Noda_2a) permite un mayor mezclado con la pileta, por lo cual predice resultados más conservativos ya que la inserción de reactividad negativa es más lenta y, en consecuencia, la potencia se reduce más lentamente.

Adicionalmente, la estimación del tiempo necesario para alcanzar el descubrimiento de núcleo arroja valores superiores a un mes, lo cual representa un intervalo de tiempo excesivamente bondadoso para tomar medidas correctivas en la refrigeración de la instalación.

La tabla 6.3 presenta los resultados principales del análisis.

Lo expuesto hace posible concluir que frente al evento de pérdida de suministro eléctrico con falla del sistema de extinción, el reactor se mantiene refrigerado adecuadamente mediante la actuación de las realimentaciones de reactividad por densidad de moderador y temperatura de combustible.

Tabla 6.3: Resumen de resultados, evento LOFA.

Parámetro	Noda_0 (2 CP)	Noda_1 (4 CP)	Noda_2a (8 CP)	Noda_2b (8 CP modificado)
Potencia máxima [kW] (*)	40.00	40.00	40.00	40.00
Flujo de calor máximo [W/cm^2] (*)	2.18	2.18	2.18	2.18
Temperatura de vaina máxima [°C]	66.51	66.66	62.44	66.47
MBO mínimo (*)	42.05	42.05	42.05	42.05
Potencia al final del transitorio [kW]	0.4569	0.4569	0.4575	0.4569
Tiempo para descubrimiento de núcleo [días]	35.203	35.202	35.099	35.236

(*) Valores iniciales correspondientes al estado estacionario

6.4. Falla total del Secundario

El evento de falla total de secundario consiste en la pérdida de sumidero de calor debido a la salida de servicio del lado secundario del intercambiador de calor.

Las hipótesis empleadas para este evento son las siguientes:

- Reactor operando a plena potencia (40 kW) y refrigerado por convección forzada ($12 m^3/h$).
- La falla del secundario ocurre a $t = 0$ s.

- Tiempo de simulación: 20000 s.
- Se postula la falla del sistema de extinción.
- Se postula la actuación de los coeficientes de realimentación de reactividad por temperatura de combustible y reflector, y por densidad de moderador.

6.4.1. Resultados LOHS

La figura 6.48 muestra la evolución de la potencia total y de decaimiento del reactor. La pérdida de remoción de calor por parte del intercambiador de calor provoca un calentamiento del núcleo, el cual conduce a una inserción negativa de reactividad como puede constatarse en la figura 6.50. La reactividad negativa insertada es tal que la potencia total del reactor tiende a la potencia de decaimiento aproximadamente 6000 s luego de iniciado el evento.

La figura 6.49 presenta la evolución a corto plazo de la potencia total. Nuevamente, la simulación efectuada con el modelo de 8 CP (Noda_2a) predice una disminución de la potencia más lenta que el resto de los modelos dado que la cantidad de reactividad negativa insertada resulta menor. No obstante, la diferencia en los valores de reactividad no resulta tan pronunciada como en los transitorios analizados con anterioridad.

Como puede observarse en la figura 6.50, la reactividad exhibe un valor mínimo para todos los modelos excepto para 8 CP (Noda_2a). Esto indica que el uso de dichos modelos predice un valor máximo de temperatura de combustible, lo cual se comprueba posteriormente.

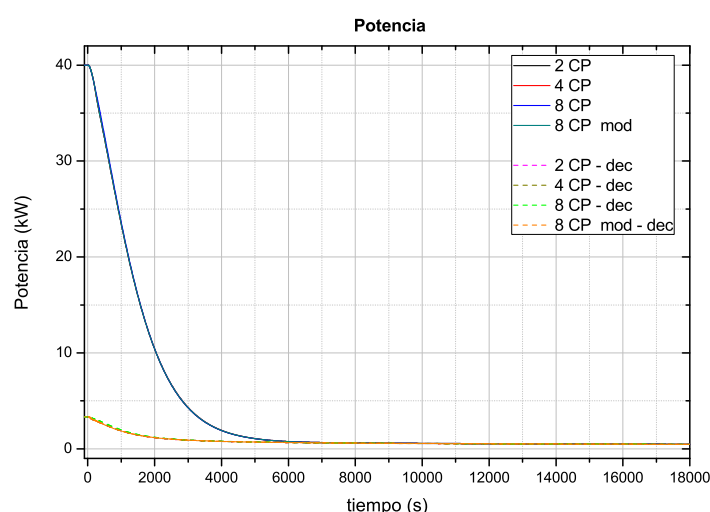


Figura 6.48: Potencia, LOHS.

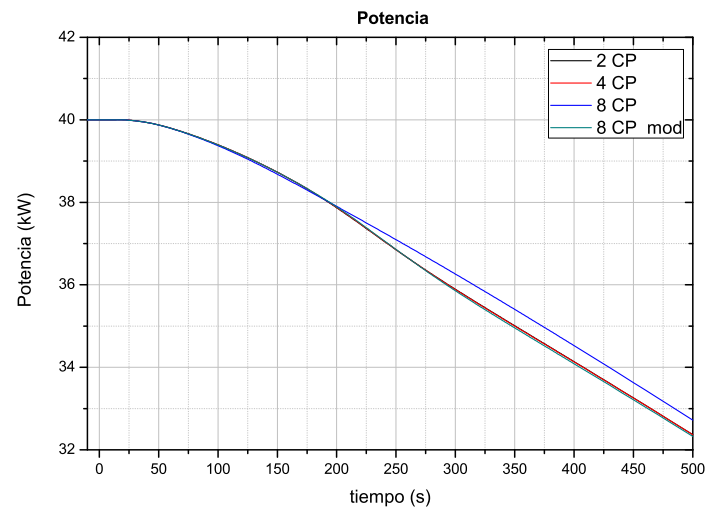


Figura 6.49: Potencia, detalle a corto plazo, LOHS.

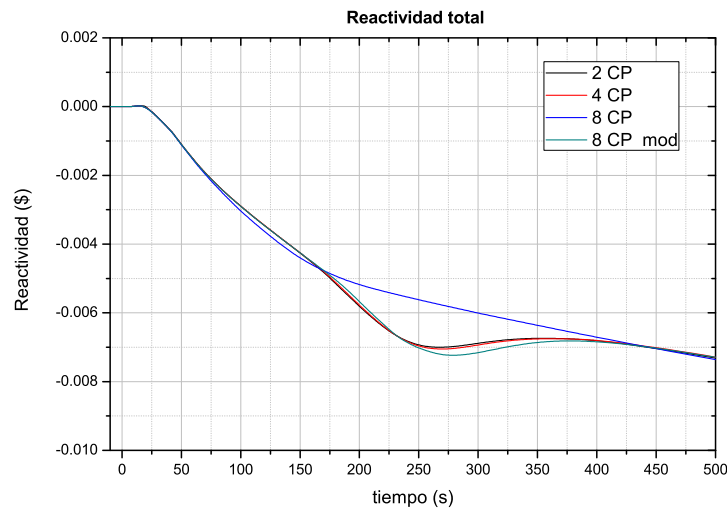


Figura 6.50: Reactividad total, detalle a corto plazo, LOHS.

Temperaturas de núcleo

La figura 6.51 presenta el salto térmico en el núcleo durante el transitorio. La pérdida del secundario hace que las temperaturas de entrada y salida del núcleo tiendan a igualarse y su diferencia, por lo tanto, a anularse. En el caso del modelo de 8 CP (Noda_2a) el salto térmico se acerca a cero en una etapa más tardía lo que indica una refrigeración más efectiva del núcleo durante esta primer etapa.

La figura 6.52 presenta la evolución de la temperatura media del moderador en el núcleo, obtenida mediante el uso de los *weighting factor* de cada volumen correspondiente. Se puede observar un claro aumento de temperatura debido a que el refrigerante ingresa al núcleo a mayor temperatura. Este incremento en la temperatura del moderador implica un descenso de densidad del mismo, presentado en la figura 6.53, con la consiguiente inserción de reactividad negativa observada en la figura 6.50. Además, el

ingreso de refrigerante más caliente al núcleo produce un incremento de temperatura de vaina, tal como se observa en la 6.54.

La figura 6.55 muestra el caudal entre la parte superior del núcleo y la PRE. Puede apreciarse que para el modelo de 8 CP (Noda_2a) el establecimiento de la convección entre núcleo y PRE ocurre a un tiempo menor respecto al resto de los modelos. Atendiendo a la figura 6.56 es posible ver que la temperatura de la PRE se eleva en un tiempo anterior para dicho modelo, lo cual pone de manifiesto la participación de la PRE en el intercambio de calor con el núcleo desde una etapa más temprana. Este enfriamiento mejorado hace que las temperaturas y densidades presentadas con anterioridad muestren diferencias en el corto plazo para el modelo de 8 CP (Noda_2a). Cabe destacar la gran similitud entre los resultados obtenidos con el modelo de 4 CP y el de 8 CP modificado (Noda_2b), lo que indica que con este tipo de nodalización (un solo volumen a la salida del núcleo) la discretización estaría convergida para 4 CP.

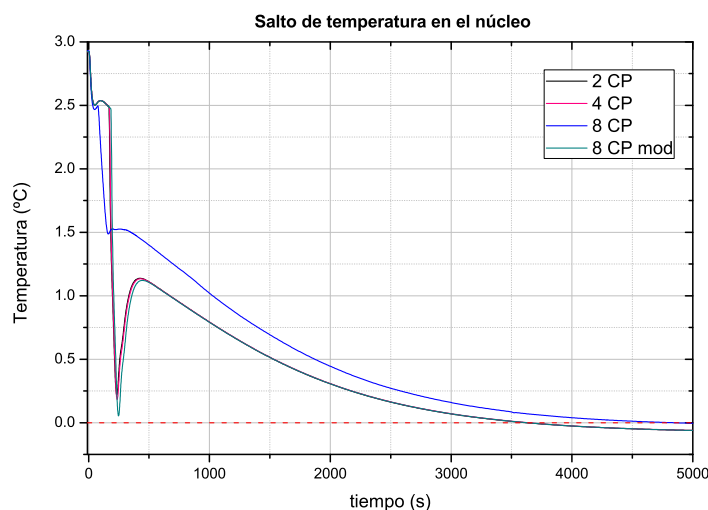


Figura 6.51: Salto térmico en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.

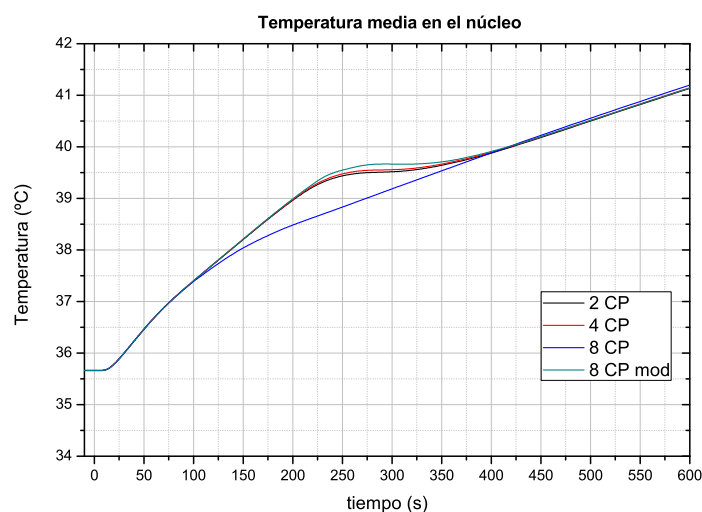


Figura 6.52: Temperatura media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.

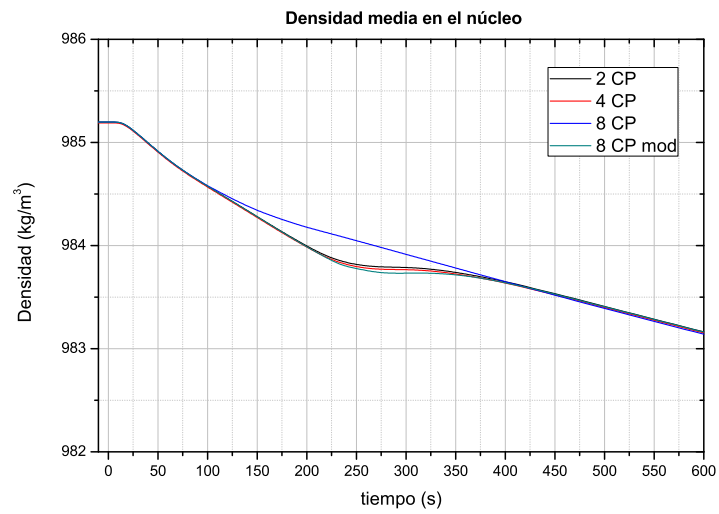


Figura 6.53: Densidad media de moderador en el núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.

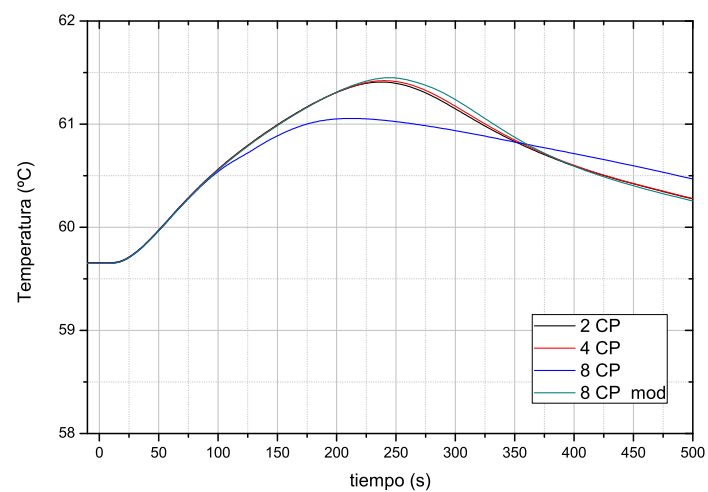


Figura 6.54: T de vaina en el nodo más exigido del CC, detalle a corto plazo, LOHS.

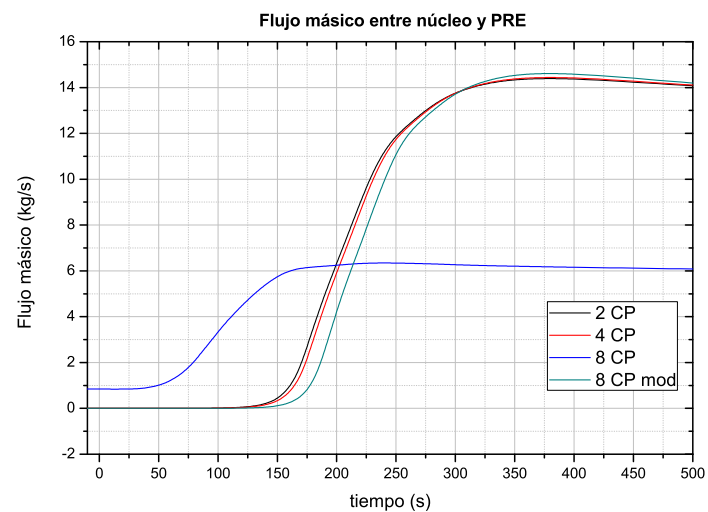


Figura 6.55: Caudal entre PRE y núcleo, detalle a corto plazo, LOHS.

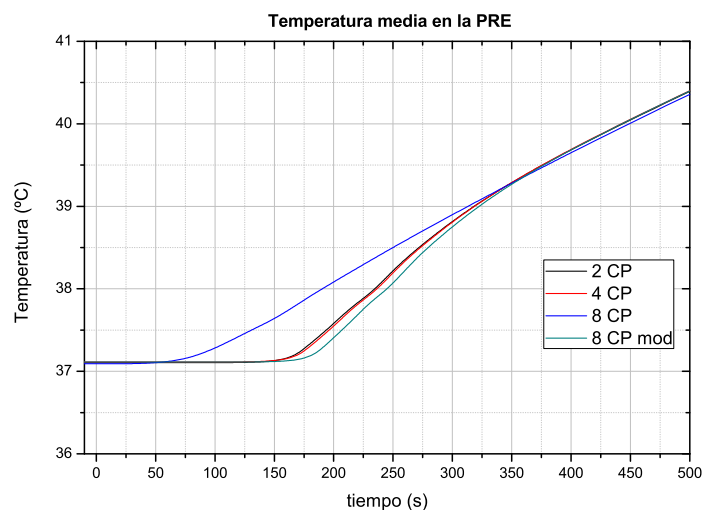


Figura 6.56: Temperatura media en la PRE, detalle a corto plazo, LOHS.

Distribución de temperatura en el núcleo

Las figuras 6.57, 6.58, 6.59 y 6.60 presentan el perfil de temperatura en el núcleo a distintos instantes del transitorio. Todos los modelos presentan la misma distribución de temperatura a los 50 s de iniciado el evento, mientras que a los 250 s puede apreciarse un desvío por parte del modelo (de 8 CP (Noda_2a), lo cual indica un mayor enfriamiento. A medida que avanza el transitorio todos los modelos tienden a la misma distribución de temperatura como se observa en las figuras 6.59 y 6.60.

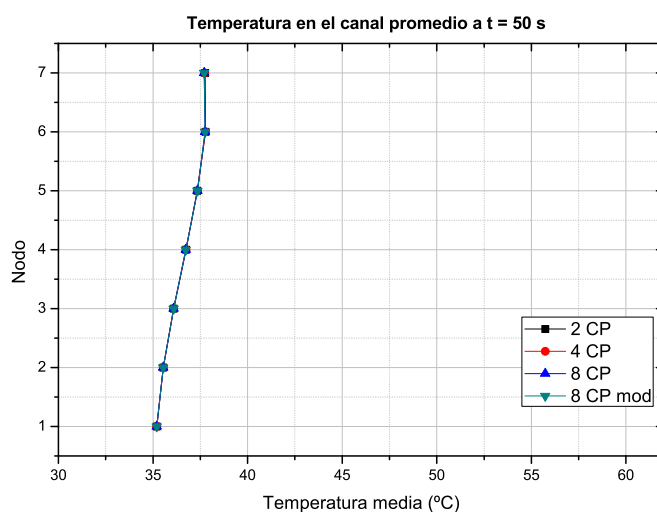


Figura 6.57: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 50$ s, LOHS.

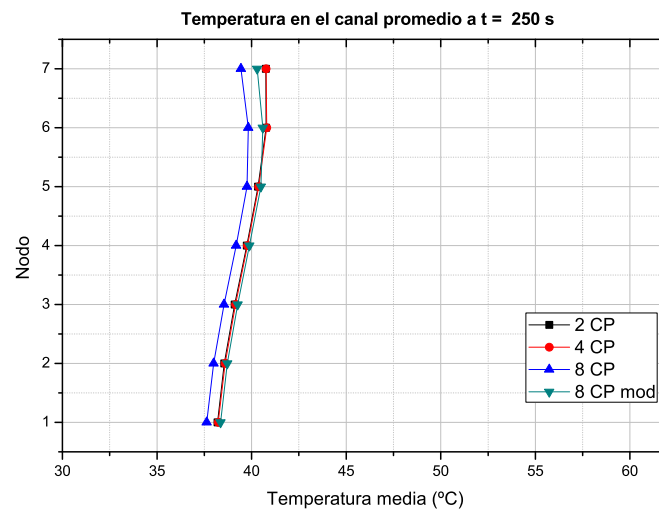


Figura 6.58: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 250$ s, LOHS.

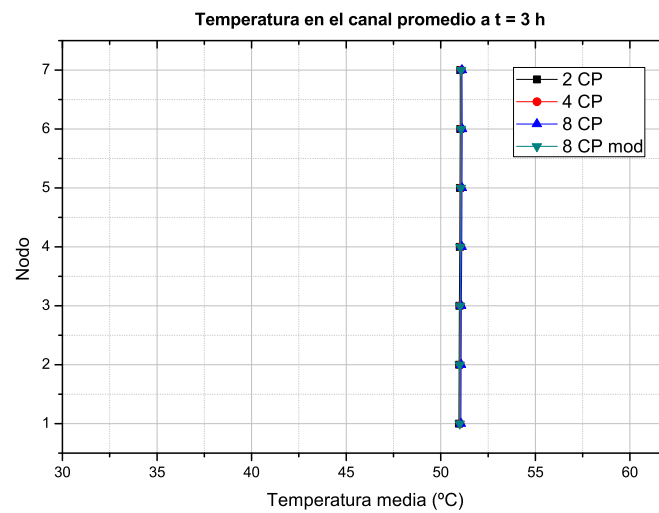


Figura 6.59: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 3$ h, LOHS.

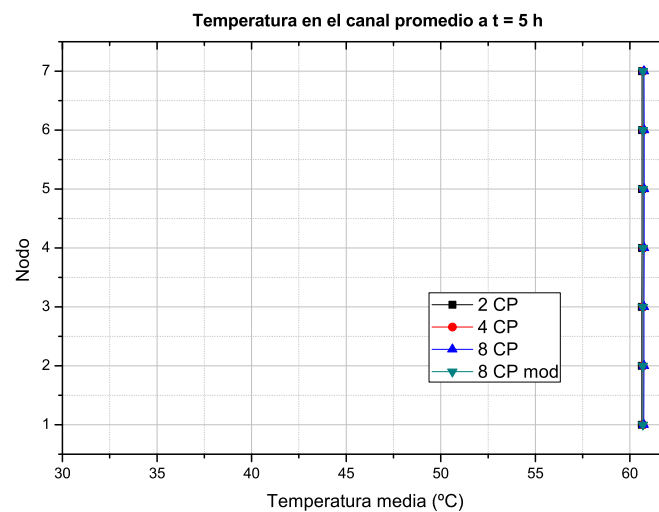


Figura 6.60: Distribución de temperatura en el núcleo a $t = 5$ h, LOHS.

Comparación entre modelos de 8 CP

Las figuras 6.61 y 6.62 presentan las distribuciones espaciales de temperatura de refrigerante a $t = 250$ s en toda la planta para los modelos de 8 CP y 8 CP modificado respectivamente. En este caso, debido a que la bomba del PRI nunca se detiene, se extrae e inyecta continuamente refrigerante caliente al núcleo, haciendo que las diferencias en la convección entre PRE y núcleo existentes entre ambos modelos no tengan un impacto tan acentuado en la distribución de temperaturas.

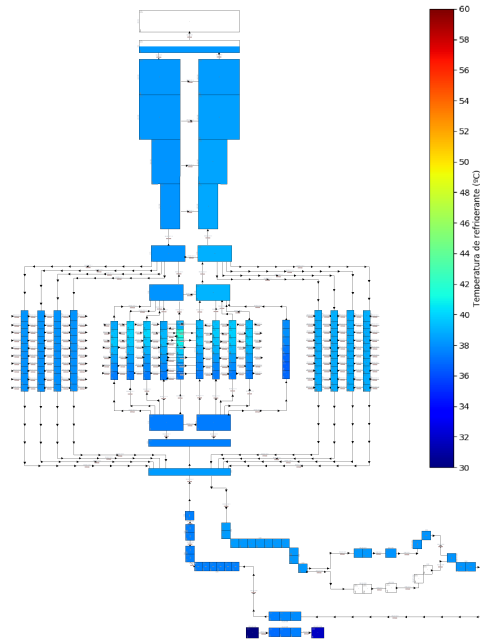


Figura 6.61: Distribución de temperatura a $t = 250$ s, Noda.2a, LOHS.

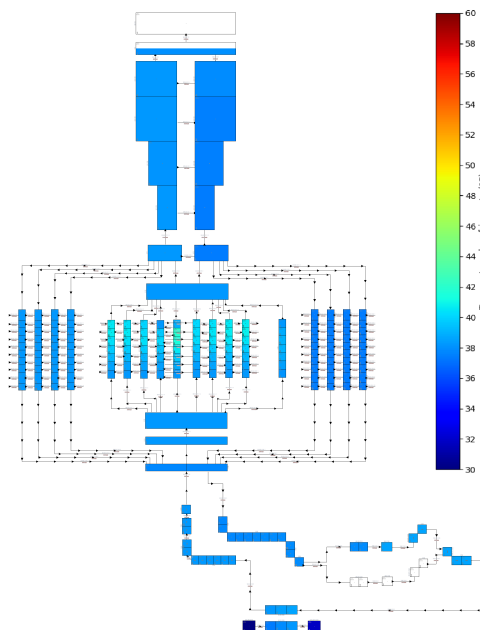


Figura 6.62: Distribución de temperatura a $t = 250$ s, Noda.2b, LOHS.

Margen al CHF

La figura 6.63 presenta la evolución del flujo de calor máximo en el canal caliente. El aumento de temperatura en el núcleo y la consecuente inserción de reactividad negativa ocasiona el descenso del flujo de calor en el canal caliente. Esto hace que el margen al flujo de calor crítico se mantenga muy por encima del valor límite de seguridad como se evidencia en la figura 6.64.

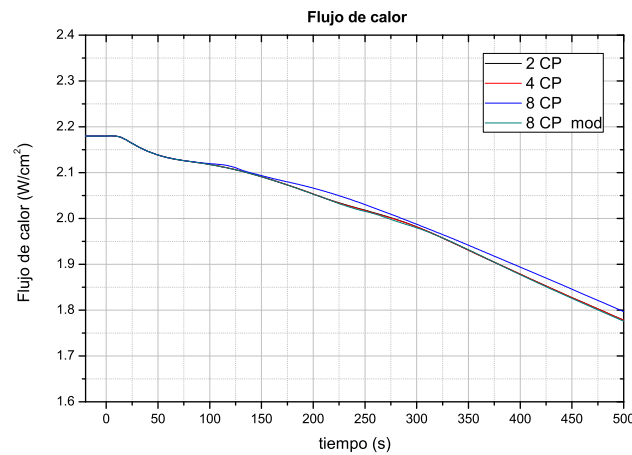


Figura 6.63: Flujo de calor máximo en el canal caliente, detalle a corto plazo, LOHS.

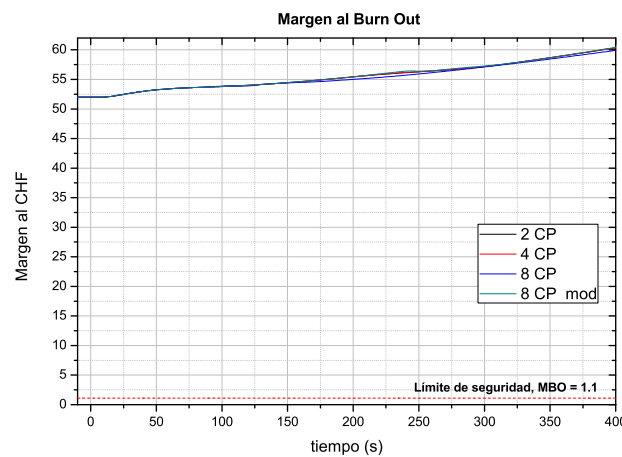


Figura 6.64: Margen al CHF, detalle a corto plazo, LOHS.

Refrigeración a largo plazo

La falla del secundario hace que la piletta del reactor y el núcleo adquieran temperaturas cada vez mayores como puede constatararse en las figuras 6.65 y 6.66. Al comparar esta última figura con la figura 6.46 correspondiente al evento de pérdida de suministro eléctrico analizado en la sección anterior, puede observarse una clara diferencia en la evolución de temperatura de vaina. Esto se explica prestando atención a la figura 6.67, en la cual se compara la evolución de reactividad para los eventos LOFA y LOHS

empleando el modelo de 8 CP. En el caso de pérdida de suministro eléctrico, el dete-
nimiento total de la bomba hace que el caudal por el núcleo descienda bruscamente,
contrariamente a lo que sucede en la falla del secundario, ocasionando un calentamiento
inicial del núcleo mucho más pronunciado y por lo tanto, inyectando una reactividad
negativa a una tasa mayor. Esta diferencia hace que la potencia evolucione en forma
distinta en los dos eventos como puede comprobarse en la figura 6.68. La figura 6.69
muestra la integral de la potencia para los eventos comparados, pudiendo observarse
una mayor energía generada en el caso del evento LOHS.

Retornando la atención al evento LOHS, en la figura 6.48 puede comprobarse que
al final del transitorio todos los modelos empleados arrojan el mismo valor de potencia,
por lo que se efectuó un cálculo de tiempo de descubrimiento de núcleo siguiendo el
procedimiento empleado en el análisis a largo plazo del evento anterior. Los resultados
indican un tiempo de descubrimiento de núcleo de aproximadamente 34 días, ligera-
mente inferior al tiempo requerido en el caso de la pérdida de suministro eléctrico.

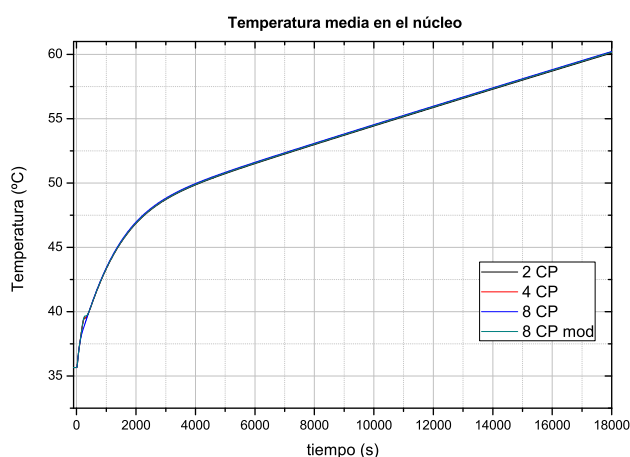


Figura 6.65: Temperatura media de moderador en el núcleo, LOHS.

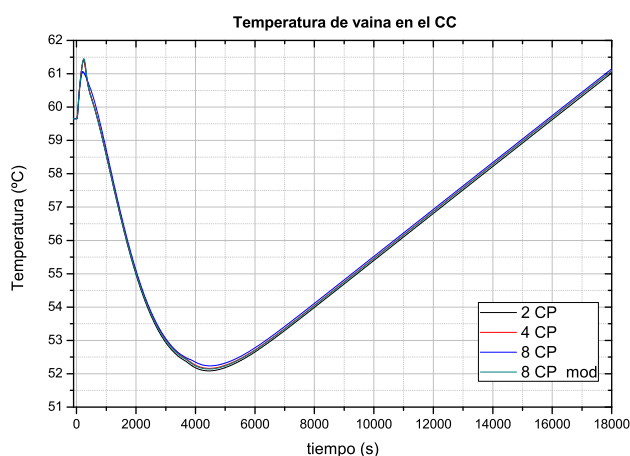


Figura 6.66: Temperatura de vaina en el nodo más exigido del canal caliente, LOHS.

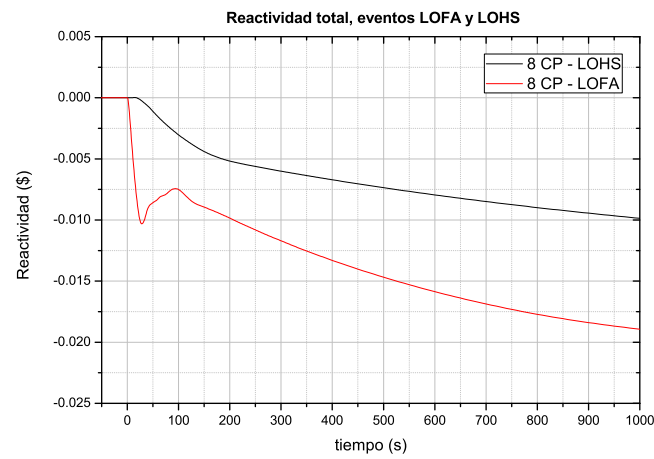


Figura 6.67: Evolución de reactividad utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.

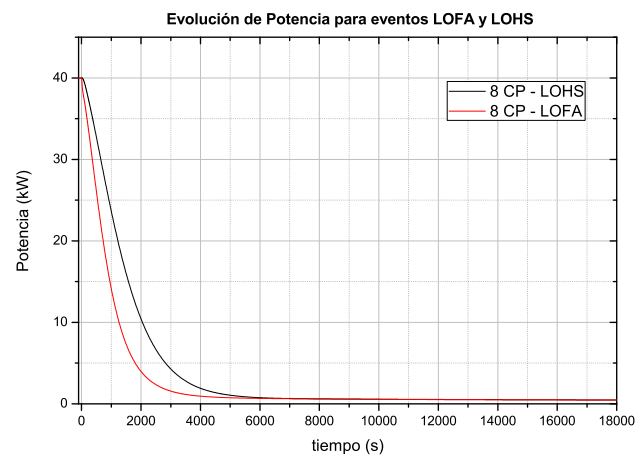


Figura 6.68: Evolución de potencia utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.

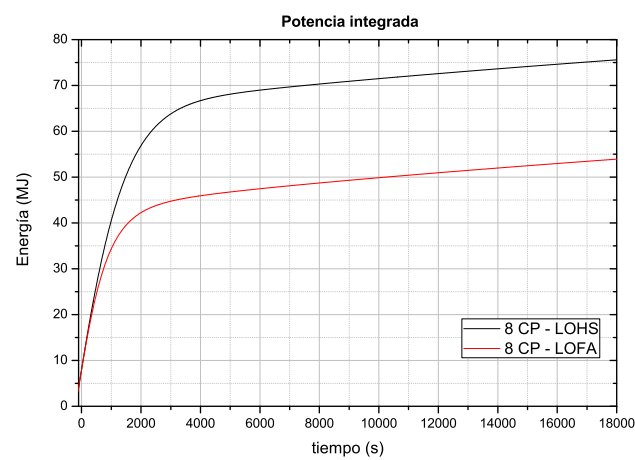


Figura 6.69: Potencia integrada utilizando el modelo de 8 CP, comparación entre LOFA y LOHS.

Resumen de resultados evento LOHS

La falla total del secundario provoca un calentamiento de núcleo que conduce a una inserción de reactividad negativa. Dicha realimentación de reactividad produce un descenso del nivel de potencia generada que posibilita obtener unos márgenes al CHF muy por encima del valor límite.

El análisis de la refrigeración a largo plazo da como resultado valores superiores al mes, revelando una pequeña diferencia respecto al evento LOFA analizado previamente.

La tabla 6.4 presenta los resultados principales del análisis.

Lo expuesto hace posible concluir que frente al evento de falla total del secundario con falla del sistema de extinción, el reactor se mantiene refrigerado adecuadamente mediante la actuación de las realimentaciones de reactividad por densidad de moderador y temperatura de combustible.

Tabla 6.4: Resumen de resultados, evento LOHS.

Parámetro	Noda_0 (2 CP)	Noda_1 (4 CP)	Noda_2a (8 CP)	Noda_2b (8 CP modificado)
Potencia máxima [kW] (*)	40.00	40.00	40.00	40.00
Flujo de calor máximo [W/cm^2] (*)	2.18	2.18	2.18	2.18
Temperatura de vaina máxima en el corto plazo [°C]	61.41	61.42	61.06	61.45
MBO mínimo (*)	42.05	42.05	42.05	42.05
Potencia al final del transitorio [kW]	0.4611	0.4611	0.4611	0.4611
Tiempo para descubrimiento de núcleo [días]	34.107	34.099	34.096	34.102

(*) Valores iniciales correspondientes al estado estacionario

Capítulo 7

Conclusiones

En este capítulo se exponen las conclusiones y recomendaciones finales que se desprenden del presente trabajo.

7.1. Modelado

Se construyó un modelo del reactor RA-1 con los principales componentes de la instalación: núcleo, reflectores, pileta del reactor, sistema de refrigeración primario y secundario. La discretización del núcleo se llevó a cabo en cuatro formas distintas dando origen, por lo tanto, a cuatro modelos del reactor. Estos modelos se pusieron a prueba mediante la comparación con un transitorio de reactividad llevado a cabo en la instalación. Los resultados obtenidos fueron satisfactorios, lo que indica que los modelos confeccionados reproducen adecuadamente el acople termohidráulico y neutrónico de la planta. Las diferencias encontradas pueden ser explicadas atendiendo a las incertezas inherentes a las mediciones de flujo neutrónico y a la discrepancia entre el coeficiente de transferencia de calor predicho por el código y el real de la planta.

7.2. Transitorios analizados

El análisis de transitorios arrojó luz sobre varios aspectos del modelado.

La mayor discretización del núcleo tuvo un claro impacto en los resultados obtenidos en el evento RIA, donde una mayor discretización hace que el tiempo para transmitir el calor entre los distintos canales promedio aumente, llevando a una inserción de reactividad negativa más lenta. Esto conduce a mayores niveles de potencia en el corto plazo. El número de canales en el núcleo no tuvo una influencia significativa (se observa una leve diferencia entre el modelo de 2 canales y el de 4, pero casi inexistente entre el de 4 y el de 8 CP modificado) en los eventos LOFA y LOHS ya que los tiempos de evolución en estos transitorios son mayores que en el caso de un transitorio de

reactividad. El uso de un modelo de 8 CP con dos componentes a la salida del núcleo (Noda_2a) condujo en todos los casos a resultados más conservativos por lo que es recomendable esta estrategia de discretización para el análisis de transitorios más allá de base de diseño.

El cambio de la nodalización de la salida del núcleo influyó en gran medida en todos los eventos, ya que dicho cambio tiene un efecto en el modo en el cual se establece la convección con la pileta del reactor. El uso de un solo componente hace que se alcance una temperatura uniforme a la salida del núcleo dificultando la circulación de refrigerante entre la PRE y el núcleo. Este cambio en la refrigeración tiene un impacto en el calentamiento del núcleo y en consecuencia, en las realimentaciones de reactividad.

Las realimentaciones de reactividad fueron suficientes para mantener el reactor refrigerado de manera adecuada durante los transitorios analizados. En el caso de los eventos LOFA y LOHS, en los cuales el reactor se auto-extingue, evolucionando con la potencia de decaimiento, los márgenes al CHF resultaron muy holgados.

Adicionalmente, se observaron diferencias muy sutiles en la dirección azimutal de temperatura y presión entre los componentes *pipes* utilizados para modelar el rebalse lo que indica que posiblemente el modelo podría simplificarse y emplear solamente un componente *pipe* para el modelado del rebalse.

7.3. Conclusiones finales

El trabajo desarrollado permitió la integración de todos los pasos seguidos por un analista de seguridad:

- Desarrollo de un modelo de planta, lo cual implicó la interiorización con el código y con la instalación.
- Una verificación sobre mediciones experimentales.
- Un análisis de eventos representativos”, los cuales abarcan una serie de eventos posibles, y sus fenomenologías.

Adicionalmente, se logró un importante aporte al Informe Final de Seguridad de una instalación de gran relevancia para la CNEA.

Como trabajo futuro se propone el uso del modelo para análisis de eventos base de diseño a fin de detectar influencias adicionales que el modelado pueda tener. Además, se sugiere la construcción futura de un modelo alternativo, efectuando una serie de modificaciones a la nodalización de la PRE principalmente, para el análisis de eventos LOCA. Finalmente, una determinación precisa del límite de energía depositada por masa para un combustible de las características del empleado en el RA-1 resultaría valiosa para efectuar una mejor comparación con el cálculo presentado en este trabajo.

Referencias

- [1] IS-EN_RA1J-001: Capítulo 1 – Introducción y Descripción General de la Instalación. Scolari, H.
- [2] Estado actual de la ingeniería de reactores de investigación en la República Argentina. Ing. A. J. Elder, Departamento de Reactores. Comisión Nacional de Energía Atómica, Buenos Aires, Argentina, 1972.
- [3] Proyecto RA-10: Reactor Nuclear Argentino Multipropósito, Ricardo De Dicco. Buenos Aires, Abril de 2014. OETEC – CLICET, Área de Tecnología Nuclear.
- [4] IT 1028/91. Análisis del accidente de reactividad del reactor RA-1, R. Waldman, Gerencia de Ingeniería.
- [5] IS-EN-GRYCN-RA1-015, Capítulo 15: Análisis de accidentes.
- [6] Criterios radiológicos relativos a accidentes en reactores de investigación, AR 4.1.3, Revisión 2, 2002.
- [7] Jun Yang, Michael Avery, Matthew Angelis, M. Scott Greenwood, Mark Anderson, Michael Corradini, Earl Feldman, Floyd Dunn, Jim Matos, *Critical Heat Flux at Conditions Representative of TRIGA-Type Reactors – Single, Three Rod and Four Rod Bundle CHF Data*, Fusion Technology Institute, University of Wisconsin, October 2012.
- [8] Mishima K. and Nishihara Hideaki, *Effect of channel geometry on critical heat flux for low pressure water*. Research Reactor Institute, Kyoto University. 1986.
- [9] IT 41-032-2012-0, Cálculo de la temperatura de inicio de la ebullición nucleada en los canales de un elemento combustible del reactor RA-6. Papadakis, S.
- [10] Bergles and W.M. Rohsenow, *Forced-Convection Surface Boiling Heat Transfer and Burnout of Small Diameter* DSR Report No. 8767-21, Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 1962.

-
- [11] F.P Incropera, D.P DeWitt, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, John Wiley and Sons Inc. (Third Edition) 1990.
- [12] IS-EN-GRyCN-RA1-002 – Capítulo 4, EL REACTOR.
- [13] IS-EN-GRyCN-RA1-005 – SISTEMAS DE REFRIGERACIÓN Y SISTEMAS CONEXOS – CAPÍTULO 5.
- [14] Hilal, R., *Análisis Determinista de Seguridad de Reactores Nucleares de Investigación*, Capítulo 5. Tesis carrera de maestría en ingeniería, Instituto Balseiro, 2012.
- [15] IS-EN-GRyCN-DAN-008, Cálculo de parámetros neutrónicos del reactor RA-1. Bazzana, S. Barberis, C.
- [16] IT 1028/91, Análisis del accidente de reactividad del reactor RA-1. Parkanski D.
- [17] IS-EN-GRyCN-RA1-002-0 - CAPÍTULO 4, EL REACTOR. Bazzana, S. Barberis, C.
- [18] IS06RC-004, CAPÍTULO 4: EL REACTOR.
- [19] IS-EN-GRyCN-ERC-015, Medición de coeficientes de reactividad en el reactor RA-1. Bellino, P., Bazzana, S.
- [20] RELAP5/MOD3.3 Code Manual. Volume IV: Models and Correlations (page 211).
- [21] IN-CAREM25S-193-B0230, Análisis paramétrico de velocidad máxima de extracción de barras del SAC. Hegoburu, P.
- [22] "Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants - LWR Edition". Section 4.2: Fuel System Design. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Report NUREG-0800 (2007).

Agradecimientos

Este trabajo no hubiese sido posible sin el inestimable asesoramiento y la incondicional asistencia del ingeniero Sergio Papadakis. Así mismo, agradezco a Fede Mezio y Tito Hilal por su dirección. El aporte de Santiago Bazzana y Pablo Bellino resultaron fundamentales para la verificación del modelo.

Extiendo mi gratitud a mis compañeros del departamento de Seguridad Nuclear por el ambiente tan ameno que existe en el grupo, el cual me permitió desarrollar este trabajo en condiciones ideales y en especial al grupo determinista de reactores de potencia del cual recibí asesoramiento en más de una ocasión.

Una especial mención a Lucas por su gran aporte en el desarrollo de la herramienta de visualización y en la preparación de la presentación final de este trabajo.

Finalmente, agradezco a Tatiana por su apoyo y acompañamiento durante esta etapa y a mi familia y amigos por brindarme siempre su afecto incondicional.

